

VISIT...

LANZAROTE
Caliente.COM

В.В. Жуков

**КОРОТКИЕ
ЗАМЫКАНИЯ
в электроустановках
напряжением до 1 кВ**



Москва

Издательство МЭИ

2004

УДК 621.3.064.12
ББК 31.27-01
Ж 86

Рецензент: доктор техн. наук, А.В. Шунтов

Жуков В.В.

Ж 86 Короткие замыкания в электроустановках напряжением до 1 кВ.
— М.: Издательство МЭИ, 2004. — 192 с., ил.

ISBN 5-7046-0958-9

На основании экспериментальных и расчетно-аналитических исследований показано влияние на ток КЗ электрической дуги, увеличения активного сопротивления проводников при их нагреве, синхронных и асинхронных электродвигателей, комплексной нагрузки и генераторов автономных систем электроснабжения напряжением до 1 кВ. Изложены вопросы эквивалентирования и математического моделирования элементов и систем электроснабжения при КЗ.

Разработаны методики расчета токов КЗ в электроустановках, питаемых от понижающих трансформаторов и автономных генераторов как при симметричных, так и несимметричных КЗ для начального и произвольного моментов времени.

Для специалистов-энергетиков, аспирантов и студентов электроэнергетических специальностей вузов.

УДК 621.3.064.12
ББК 31.27-01

ISBN 5-7046-0958-9

© Жуков В.В., 2004

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	5
1. Увеличение активного сопротивления проводников при коротком замыкании	11
1.1. Влияние различных факторов на нагрев проводников током КЗ	11
1.2. Оценка изменения температуры и активного сопротивления кабелей по данным натурных экспериментов	17
1.3. Разработка математической модели теплового спада тока КЗ	23
1.4. Исследование термической стойкости и невозгораемости кабельных линий	26
2. Режимы дуговых коротких замыканий	30
2.1. Экспериментальные исследования дуговых КЗ в системе собственных нужд 0,4 кВ электростанций	30
2.2. Разработка математической модели дугового КЗ	43
2.3. Исследование влияния электрической дуги на ток КЗ	49
2.4. Исследование теплового спада тока при дуговом КЗ	54
3. Влияние комплексной нагрузки на ток КЗ	62
3.1. Эквивалентирование узлов нагрузки	62
3.2. Влияние комплексной нагрузки на ток КЗ	77
4. Короткие замыкания в автономных системах электроснабжения	84
4.1. Математическая модель автономной системы электроснабжения	84
4.2. Короткие замыкания в системе электроснабжения электро-машинных агрегатов	99
4.3. Короткие замыкания в автономной энергосистеме	102
4.4. Эквивалентные параметры и кривые токов КЗ синхронных генераторов автономных систем электроснабжения 230/400 В	105
5. Разработка методик расчета тока КЗ	114
5.1. Расчетные условия коротких замыканий	114
5.2. Разработка методик учета электрической дуги	120
5.3. Анализ факторов, влияющих на точность расчета тока КЗ	127
5.4. Сравнительный анализ методов расчета токов КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ	131
6. Расчет токов короткого замыкания в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ	150
6.1. Принимаемые допущения	150
6.2. Расчет начального значения периодической составляющей тока трехфазного короткого замыкания	150

6.3. Методы расчета несимметричных коротких замыканий.	
Составление схем замещения	154
6.4. Расчет апериодической составляющей тока короткого замыкания . . .	157
6.5. Расчет ударного тока короткого замыкания	158
6.6. Расчет периодической составляющей тока КЗ для произвольного момента времени	159
6.7. Учет синхронных и асинхронных электродвигателей при расчете токов КЗ.	161
6.8. Учет комплексной нагрузки при расчетах токов короткого замыкания	164
6.9. Учет сопротивления электрической дуги	168
6.10. Учет изменения активного сопротивления проводников при коротком замыкании	170
6.11. Примеры расчетов токов короткого замыкания	176
Приложение	180
Список литературы	186

ВВЕДЕНИЕ

Интенсивное развитие автономных систем электроснабжения в том числе преобразователей частоты и систем с нетрадиционными возобновляемыми источниками энергии (солнечные, геотермальные, ветровые, приливные электростанции и малые ГЭС с единичной мощностью агрегата от 0,1 до 10 МВт), повышение требований к надежности и пожаробезопасности системы собственных нужд электростанций, появление новых видов электроприемников с нелинейными характеристиками, увеличение мощности узлов с комплексной нагрузкой, а также повышение требований к выбору электрооборудования и защиты породило проблему дальнейшего развития аналитических и экспериментальных методов определения токов коротких замыканий КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ. Особую актуальность развитие этих методов приобретает для особых условий, сопровождающих короткие замыкания.

К таким условиям коротких замыканий относятся:

- увеличение активного сопротивления жил кабелей и проводов воздушных линий вследствие их нагрева током КЗ;
- возникновение открытой электрической дуги при КЗ на воздушных линиях 0,4 кВ, устойчивой или самопогасающейся дуги в электроустановках с кабельными линиями;
- влияние на ток КЗ узлов с комплексной нагрузкой и источников автономных систем электроснабжения.

При расчете токов КЗ эти условия в совокупности практически не учитывались, что приводило к неточным расчетам. Неучет особых условий КЗ при проектировании и эксплуатации электроустановок приводит к погрешностям согласования параметров для выбора электрических аппаратов и проводников, а также настройке устройств релейной защиты и автоматики. Ниже приводятся характеристики факторов, определяющих особые условия КЗ и анализ состояния проблемы.

Обострение сырьевых и экономических проблем стимулирует коммерческое использование нетрадиционных источников энергии. Разработка систем с такими источниками требует полного учета всех факторов, особенно токов КЗ, влияющих на выбор проводников и коммутационных аппаратов. Аварийные режимы коротких замыканий в промышленных автономных энергоустановках характеризуют

значительное влияние на ток КЗ автономных генераторов, нелинейных потребителей, электрической дуги и увеличения активного сопротивления проводников при симметричных и несимметричных КЗ в начальный и произвольный моменты времени.

При коротких замыканиях в узлах с комплексной нагрузкой особые условия характеризуются степенью влияния синхронных и асинхронных электродвигателей и статических потребителей (преобразователей, термических установок, освещения и др.) на ток КЗ в зависимости от состава потребителей, который существенно изменился. Появились новые типы преобразовательных, компенсирующих и регулирующих нелинейных элементов.

Экспериментальными методами трудно, а порой и невозможно определить степень взаимного влияния указанных факторов при КЗ. Решить эту задачу с экономией времени, сил и средств можно путем математического моделирования режимов КЗ в разумном сочетании с экспериментальными методами. Наиболее достоверные данные о переходных процессах в электроустановках при КЗ могут быть получены в результате натурных экспериментальных исследований. Они раскрывают характер процесса в реальных элементах электроустановки при совокупном влиянии различных факторов, таких как режим предшествующей нагрузки, фаза возникновения КЗ, изменение скорости вращения электрических машин, нелинейность короткозамкнутых цепей и т.п. Эксперимент позволяет объективно оценить результаты аналитического исследования, он является основным критерием при разработке методов расчета токов КЗ.

В настоящее время значительное внимание уделяется вопросам разработки и внедрения нормативных документов по расчету токов КЗ и их термическому и электродинамическому действию. Международная электротехническая комиссия (МЭК) в результате обобщения исследований в различных странах разработала и утвердила нормативы расчетов токов КЗ в сетях низкого напряжения [1]. Предлагаемые методы расчета токов КЗ направлены на приближенные обобщения и упрощения. Проведенные сравнительные расчеты токов КЗ по методике МЭК и по отечественным методикам показывают в некоторых случаях невозможность применения документов МЭК для расчета токов КЗ в отечественных электроустановках.

Повышению достоверности и точности расчетов коротких замыканий способствовало широкое внедрение вычислительной техники. Применение ЭВМ позволило решать задачи переходных процессов не только для одной электрической машины, но и для многомашинной системы с учетом влияния различных факторов.

Достаточно точные результаты достигаются при моделировании электрических машин системой дифференциальных уравнений Парка—Горева, но отсутствие необходимых параметров для электроустановок до 1 кВ и сложность реализации на ЭВМ создают трудности для практических расчетов токов КЗ. Поэтому развивались направления по эквивалентированию электрических систем, в частности, автономных или группы электродвигателей и в целом узлов комплексной нагрузки.

Методам эквивалентирования комплексной нагрузки посвящено значительное количество работ, которые можно объединить в следующие направления:

- расчет средних параметров для каждого значения скольжения асинхронных двигателей, когда узел нагрузки моделируется одним эквивалентным асинхронным двигателем;
- совпадение характеристик переходных процессов исходного и эквивалентного узлов нагрузки;
- определение эквивалентных обобщенных параметров нагрузки и ее отдельных элементов на основании статистических данных.

В связи с изложенным разработка метода эквивалентирования комплексной нагрузки является актуальной, а ее реализация может способствовать развитию метода учета комплексной нагрузки при расчете токов в особых условиях КЗ.

При КЗ, вследствие нагревания проводников, увеличивается их активное сопротивление, приводящее к снижению тока КЗ. Этот эффект, получивший название *тепловой спада тока КЗ*, и его учет в электрической сети впервые был рассмотрен в работе [4]. В ней показано, что тепловой спад тока КЗ тем интенсивнее, чем больше плотность тока и продолжительность КЗ, а также чем большую долю составляет активное сопротивление данного проводника от общего сопротивления цепи КЗ. Несмотря на это практически ни один из документов, регламентирующих методы расчета токов КЗ, не предусматривал учет увеличения активного сопротивления проводников вследствие нагрева их током КЗ, особенно с учетом теплоотдачи.

В некоторых зарубежных нормах по расчету токов КЗ эффект увеличения активного сопротивления жил кабелей учитывается с помощью специального коэффициента, значение которого для приближенных расчетов принимается равным 1,5 (документы МЭК) [1]. Однако в реальных условиях, в зависимости от факторов, влияющих на процесс КЗ значение, коэффициента отличается от рекомендуемого.

Существенное влияние на ток КЗ оказывает активное сопротивление электрической дуги в месте повреждения. Так, по результатам исследований [5] ток металлического КЗ составлял 58 кА. Однако

при КЗ в условиях свободно лежащего на фазных шинах короткозамыкающего медного бруска он составил 57 % этого значения, для свободно лежащего на шинах стального бруска — 67 % при перекрытии по изоляции — 34—56 %. В работе [6] показано, что электрическая дуга в месте КЗ снижает ток КЗ на 30—60 %. Поэтому при определении минимальных значений тока КЗ важным является способ учета электрической дуги.

В [7] рекомендуется учитывать переходные сопротивления, включая электрическую дугу и сопротивление контактов в месте КЗ, путем введения в расчетную цепь КЗ резистора сопротивлением R_{π} , значение которого зависит от места КЗ ($R_{\pi} = 15—30$ мОм). Однако с увеличением мощности питающих трансформаторов это приводит к чрезмерному (нереальному) снижению тока КЗ [8].

Другие методы учета переходных сопротивлений дуги предлагаются в работах [9, 10], авторами которых была проведена серия опытов КЗ в лабораторных условиях и в электрических сетях 0,4 кВ промышленных предприятий. Так, в [10] приводится значение коэффициента снижения тока КЗ ($K_c = 0,8$) при КЗ за трансформатором мощностью 1000 кВ · А. Другие данные ($K_c = 0,7$) относятся к коротким замыканиям, которые проводились за трансформаторами мощностью 1600—2500 кВ · А.

По данным [11—15] приводятся формулы для расчета активного сопротивления дуги при КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ:

$$R_d = 25 \sqrt{l_d} / I_d^{0,85}, \quad (B.1)$$

где l_d — длина дуги в дюймах ($l_d \approx 2,5$ дюйма); I_d — ток КЗ в дуге, А [11];

$$R_d = C \sqrt{l_d} / I_d^{(1+d)}, \quad (B.2)$$

где $C = 80—60$ и $d = 0,5—0,4$ — постоянные коэффициенты, характеризующие дугу, горящую в воздухе [12];

$$R_d = U_d l_d / I_d, \quad (B.3)$$

где U_d — напряжение на дуге; $U_d = 16$ В/см; $l_d = 2—6$ м [13];

$$R_d = E_d l_d / I_k, \quad (B.4)$$

где E_d — напряженность поля столба дуги;

$$l_d = 20,4 \ln \frac{a}{2} e^{0,15 r_\Sigma / x_\Sigma} \text{ при } a = 5\text{—}50 \text{ мм};$$

$$l_d = 4a \quad \text{при } a < 5 \text{ мм};$$

$$l_d = a \quad \text{при } a > 50 \text{ мм},$$

где r_Σ и x_Σ — соответственно суммарные активное и индуктивное сопротивления относительно точки КЗ, мОм; I_k — ток КЗ без учета сопротивления дуги; a — расстояние между электродами, см. [14];

$$R_d = 12,5/I_m + 34l_d/I_m^{1,4}, \quad (\text{В.5})$$

где I_m — амплитудное значение тока, кА; l_d — длина дуги, см. [15].

Приведенные формулы отражают различные условия дуговых КЗ, отличаются значениями коэффициентов и рекомендуемыми расчетными значениями длины дуги. Для оценки достоверности расчетов по этим формулам необходимо сравнение их результатов с экспериментальными данными.

Анализ опубликованных работ по экспериментальному исследованию влияния дуги на ток КЗ показал, что исследования проводились, в основном, в лабораторных условиях при больших токах КЗ (40—200 кА), носили обобщенный характер и не учитывали влияния других факторов КЗ (например, увеличение активного сопротивления проводников) и характеристики реальных электроустановок.

В связи с изложенным весьма актуальной является научно-техническая проблема развития существующих и разработки новых методов определения токов КЗ в электроустановках до 1 кВ при особых условиях. Реализация этой проблемы определила круг вопросов, изложенных в шести главах настоящей монографии.

В первой главе показано влияние процесса нагрева проводников на ток КЗ. Дана оценка изменения температуры и активного сопротивления кабелей по данным натурных и расчетных экспериментов.

Во второй главе, посвященной режимам дуговых КЗ, приведены результаты экспериментальных исследований дуговых КЗ, разработана математическая модель процесса дугового КЗ и выполнены исследования влияния электрической дуги при различных условиях КЗ.

В третьей главе описаны новые методы эквивалентирования комплексной нагрузки в виде полных и упрощенных моделей. Проведен анализ влияния узлов комплексной нагрузки на токи трехфазного, двухфазного и однофазного КЗ. Предложены методики учета комплексной нагрузки при расчетах токов КЗ.

В четвертой главе приведены результаты исследования переходных процессов при КЗ в автономной системе электроснабжения. На примере автономной системы с электромашинными агрегатами

преобразователей частоты показаны особенности разработки трехфазной математической модели автономной энергосистемы. Рассчитаны эквивалентные параметры и кривые токов КЗ синхронных генераторов автономных систем электроснабжения 230/400 В.

В пятой главе приведены результаты разработки методик расчета тока КЗ, включающих методики учета электрической дуги и других факторов при расчете токов КЗ, и сравнительный анализ нормативных (МЭК и ГОСТ) методов расчета токов КЗ.

В шестой главе приведена методика расчета токов короткого замыкания в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ, при симметричных и несимметричных КЗ для начального и произвольного моментов времени.

1 УВЕЛИЧЕНИЕ АКТИВНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ПРОВОДНИКОВ ПРИ КОРОТКОМ ЗАМЫКАНИИ

1.1. Влияние различных факторов на нагрев проводников током КЗ

При расчете минимального значения тока КЗ необходимо учитывать увеличение активного сопротивления проводников от их нагрева током КЗ.

Эффект теплового спада тока КЗ наиболее интенсивно проявляется при больших токах КЗ и их значительной продолжительности, а также при большей доле активного сопротивления от общего сопротивления цепи КЗ.

Применяемые практические методы расчета нагрева проводников при КЗ и теплового спада тока КЗ имеют существенные недостатки, приводящие к погрешностям. Так, для учета теплового спада тока КЗ рекомендованы специальные диаграммы [4], которые построены для определенной начальной температуры проводников и при отклонении фактической начальной температуры от расчетной дают значительную погрешность. Кроме того, эти диаграммы получены для условий неизменного во времени тока КЗ.

При расчете нагрева изолированных проводников, например кабелей, не всегда учитываются теплоотдача во внешнюю изоляцию, окружающую проводник и влияние внутрижильной пропиточной массы кабелем с многопроволочными жилами.

Анализ способов учета теплового спада тока КЗ показал, что наиболее простым и наглядным из них является тот, в котором увеличение активного сопротивления проводников определяется с помощью специального коэффициента K_{ϑ} , зависящего от материала, а также начальной и конечной температуры проводника. При этом активное сопротивление проводника с учетом нагрева его током КЗ, определяется по формуле

$$R_{\vartheta t} = R_n K_{\vartheta t}, \quad (1.1)$$

где R_n — активное сопротивление проводника при его начальной температуре ϑ_n , которая зависит от тока в проводнике, мОм; $K_{\vartheta t}$ — коэф-

фициент, учитывающий увеличение активного сопротивления проводника при КЗ в произвольный момент времени.

При анализе увеличения активного сопротивления проводников в различных условиях КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ было исследовано влияние на этот процесс следующих факторов:

- теплоотдачи во внешнюю изоляцию в кабеле;
- влияние начальной температуры проводника;
- изменение тока КЗ вследствие увеличения сопротивления короткозамкнутой цепи;
- учет изменения тока КЗ вследствие влияния синхронных и асинхронных электродвигателей и автономных источников электроэнергии;
- активного сопротивления электрической дуги.

Существуют различные *способы расчета теплоотдачи* во внешнюю изоляцию в кабеле [2, 16].

Влияние теплоотдачи можно оценивать с помощью коэффициента η , равного отношению фактического превышения температуры жилы кабеля θ над начальной температурой к превышению температуры жилы θ_a при адиабатическом нагреве:

$$\eta = \theta / \theta_a.$$

Однако определение коэффициента η по этой формуле не учитывает поглощение части теплоты внутрижильной пропиточной массы.

При определении фактической температуры жилы кабеля были приняты следующие допущения:

теплопроводность жилы бесконечна. При этом условии температура жилы одинакова во всех точках сечения, а распределение тока по сечению не играет роли;

изоляция изотропна и однородна по составу;

аксиальные тепловые потоки отсутствуют, т.е. рассматриваются участки кабеля, достаточно удаленные от концов;

система «жила—изоляция» осесимметрична;

диэлектрические потери в изоляции отсутствуют.

При этих условиях основные уравнения нагрева кабеля при КЗ имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} C_{\text{из}} \frac{\partial \vartheta}{\partial t} &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\lambda_{\text{из}} r \frac{\partial \vartheta}{\partial r} \right], & R \leq r < \infty; \\ C \frac{\partial \vartheta}{\partial t} &= j^2 \rho + \frac{2\lambda_{\text{из}}}{R} \left[\frac{\partial \vartheta}{\partial r} \right]_{r=R}, & r = R, \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

где ϑ — температура, °C; t — время, с; r — радиус произвольной точки системы «жила—изоляция», м; R — радиус жилы, м; C — удельная теплоемкость жилы, Дж/кг · К; ρ — удельное электрическое сопротивление жилы, Ом · м; j — плотность тока, А/м²; $C_{из}$ — удельная теплоемкость изоляции, Дж/кг · К; $\lambda_{из}$ — теплопроводность изоляции, Вт/(м · К).

Исследование уравнения нагрева кабеля при КЗ [16] показывает сложность и нецелесообразность поиска решения, выраженного в виде явной функциональной зависимости и достаточно полно учитывающего реальные условия. Поэтому при решении системы уравнений (1.2) непрерывная функция $\vartheta(r, t)$ заменена сеточной функцией. Система сеточных уравнений, имеющая специальный вид, решается методом прогонки в сочетании с итерационным методом.

При исследовании влияния теплоотдачи в изоляцию на нагрев кабеля необходимо учитывать теплоотдачу алюминиевых трехжильных кабелей независимо от сечения жилы при продолжительности КЗ, превышающей 1,5 с; для медных жил — превышающей 3 с [16]. При меньшей продолжительности КЗ учет теплоотдачи необходим, если расчетное время нагрева кабеля ($t_{откл.}$) больше критического ($t_{откл.кр.}$). Критической названа продолжительность КЗ, при которой пренебрежение теплоотдачей дает погрешность в расчетном значении превышения температуры над начальной, равную 5 %. В соответствии с принятым определением $t_{откл.кр.}$ рассчитывается по следующим формулам:

$$\left. \begin{array}{l} \text{для кабелей с алюминиевыми жилами } t_{откл.кр.} = 0,65 \cdot 10^{-2} s; \\ \text{для кабелей с медными жилами } t_{откл.кр.} = 1,22 \cdot 10^{-2} s, \end{array} \right\} \quad (1.3)$$

где s — сечение кабеля, мм².

Рекомендации по определению $t_{откл.кр.}$ не учитывают зависимость этой величины от тока КЗ. Поэтому, при оценке влияния теплоотдачи жилы кабеля на значения коэффициента K_{ϑ} , расчет выполнялся с учетом и без учета теплоотдачи для различных сечений кабеля при различных значениях тока КЗ. На рис. 1.1 приведены результаты расчета для случаев КЗ при $t_{откл.} = 0,2$ и 1 с, которые показывают, что с уменьшением сечения кабеля и увеличением действующего на кабель тока КЗ и его продолжительности влияние теплоотдачи на значение коэффициента K_{ϑ} растет.

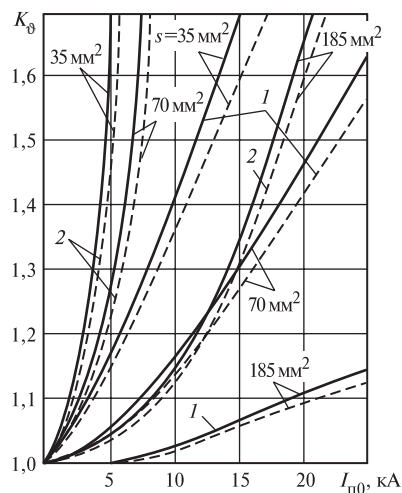


Рис. 1.1. Зависимость коэффициента K_9 от периодической составляющей тока КЗ для кабелей при $t_k = 0,2$ с (1) и 1 с (2):

--- с учетом влияния теплоотдачи;
 — без учета влияния теплоотдачи

Оценка эффекта теплоотдачи, проведенная автором является минимальной, так как в расчетах принималось минимальное значение теплопроводности изоляции, которая колеблется от 0,143 до 0,2 Вт/м·°С для бумажной пропитанной изоляции. Если теплоотдачу не учитывать, то расчетное значение коэффициента K_9 при КЗ продолжительностью 0,2—4 с на кабельных линиях до 1 кВ будет завышено.

Кабели с бумажной пропитанной изоляцией:

- жилы алюминиевые сплошные на 2—23 %;
- жилы алюминиевые многопроволочные на 10—20 %;
- жилы медные сплошные на 5—12 %;
- жилы медные многопроволочные на 6—16 %.

Кабели с ПВХ изоляцией:

- жилы алюминиевые на 2—12 %;
- жилы медные на 2—10 %.

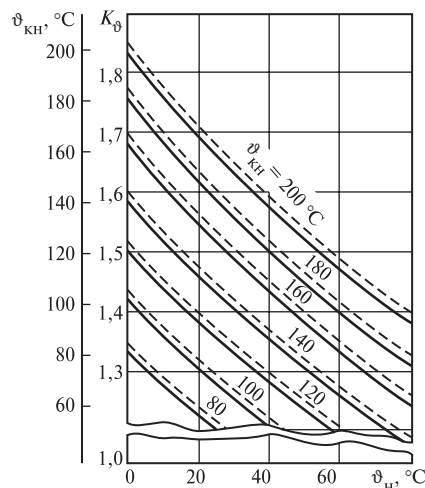
Для проверки достоверности полученных результатов аналогичные расчеты были проведены по методике, изложенной в ГОСТ 28895-91 (Расчет термически допустимых токов короткого замыкания с учетом неадиабатического нагрева). Сравнение результатов показало удовлетворительное их совпадение. Эффект теплоотдачи возрастает не пропорционально времени нагрева, а значительно медленнее. Так, для кабеля с алюминиевыми жилами 120 мм² и бумажной изоляцией увеличение времени нагрева в 20 раз (от 0,2 до 4 с) приводит к увеличению влияния теплоотдачи примерно в 4 раза. Это объясняется тем, что коэффициент теплоотдачи с поверхности жилы в изоляцию при КЗ резко падает в начальной стадии процесса и далее непрерывно уменьшается.

Для анализа влияния начальной температуры ϑ_n проводника на коэффициент K_9 были выполнены расчеты кривых, определяющие зависимость K_9 от изменения начальной температуры проводника или его токовой нагрузки. Расчеты выполнялись при изменении

Рис. 1.2. Зависимость коэффициента K_9 от значения начальной температуры ϑ_n :

--- для медных проводников;
 — для алюминиевых проводников

начальной температуры в интервале от 0 до 80 °С для кабелей с алюминиевыми и медными жилами при различных значениях конечной температуры $\vartheta_{кн}$ (рис. 1.2). Установлено, что максимальная погрешность от неучета реальной начальной температуры проводников, например на интервале от 20 до 65 °С, составляет примерно 17 %.



Приведенные на рис. 1.2 расчетные кривые $K_9 = f(\vartheta_n, \vartheta_{кн})$ могут быть использованы для определения коэффициента K_9 при любых значениях начальной температуры проводников.

Влияние изменения тока КЗ во времени на коэффициент K_9 оценено с учетом того, что в электрической системе возможны случаи, когда изменение тока КЗ происходит вследствие увеличения активного сопротивления короткозамкнутой кабельной линии, питаемой от источника энергии с неизменной по амплитуде ЭДС. Такой случай показан на рис. 1.3 в виде кривой зависимости $K_9 = f(t, I_{п0с})$, отражающей изменение коэффициента K_9 алюминиевого кабеля $s = 95 \text{ мм}^2$ без учета влияния двигателей.

Влияние изменения тока КЗ во времени от электродвигателей на коэффициент K_9 рассмотрено на базе типовых кривых действующего значения периодической составляющей тока КЗ от синхронных и асинхронных двигателей в произвольный момент времени, которые приведены на рис. 3.6 и 3.7.

Расчеты зависимости коэффициента K_9 кабелей с алюминиевыми жилами от тока КЗ, который определен с учетом влияния синхронных и асинхронных двигателей при различной продолжительности ($t_{откл} = 0,1$ и $0,2$ с) и удаленности места КЗ по отношению к двигателям ($I_{*п0 ном}$ — электрическая удаленность точки КЗ от двигателей, характеризующаяся отношением действующего значения периодической составляющей тока двигателей в начальный момент КЗ к их номинальному току) показывают, что затухание составляю-

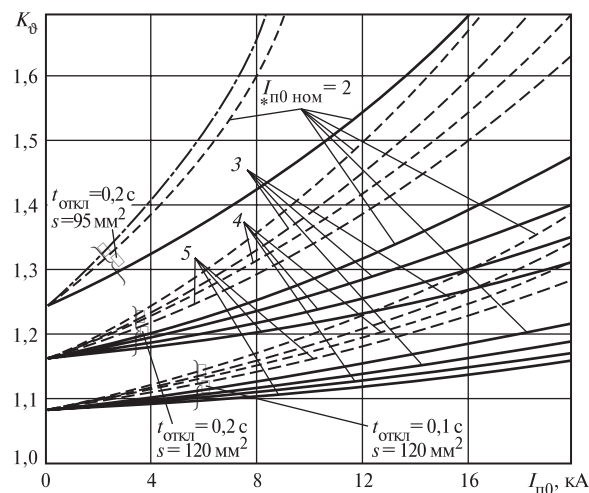


Рис. 1.3. Кривые зависимости коэффициента K_9 алюминиевых кабелей сечением 120 и 95 мм² от составляющей тока КЗ $I_{п0 д}$ (при $I_{п0 с} = 15$ кА):

----- — синхронные двигатели; — — — асинхронные двигатели;
 - . - . — без учета влияния двигателей

щей тока КЗ электродвигателей оказывает существенное влияние на тепловой спад тока КЗ (рис. 1.3). Результаты расчета получены для действующего значения периодической составляющей тока синхронных и асинхронных двигателей в начальный момент КЗ ($I_{п0 сД}$ и $I_{п0 АД}$) с учетом их последующего изменения во времени при условии неизменной составляющей тока КЗ от питающей системы $I_{п0 с} = 15$ кА. Погрешность расчета K_9 без учета изменения периодической составляющей тока КЗ от электродвигателей для условий КЗ ($I_{п0 с} = 15$ кА, $I_{п0 д} = 8$ кА, $t_{откл} = 0,2$ с, $s = 95$ мм²) составляет: 12—23 % для АД и 1—12 % для СД в зависимости от удаленности КЗ. Это указывает на необходимость учета этих факторов, например, для расчета кривых $K_9 = f(t, I_{п0})$, учитывающих изменение во времени тока КЗ не только синхронных и асинхронных двигателей, но и генераторов автономных систем электроснабжения.

При дуговых КЗ нагрев проводников зависит от характера изменения активного сопротивления электрической дуги в месте КЗ. Оценку влияния дуги на нагрев проводников или на коэффициент увеличения сопротивления жил кабеля (см. в § 2.4).

1.2. Оценка изменения температуры и активного сопротивления кабелей по данным натурных экспериментов

Наиболее достоверными данными по нагреву и эффекту увеличения активного сопротивления проводников при КЗ являются результаты экспериментальных исследований. В настоящей работе экспериментальные значения температуры нагрева и коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей K_9 получены в результате натурных испытаний, проведенных совместно кафедрой электрических станций МЭИ, НИЦ высоковольтной аппаратуры и Союзтехэнерго.

Целью проведения натурных испытаний в 1970 г. являлось определение предельно допустимой температуры кабеля и его концевых заделок по условию механической прочности и пожаростойкости. Программой испытаний предусматривалось исследование кабелей марок ААБГ и ААШВ в режиме трехфазного КЗ на отрезках кабеля длиной 4—5 м. Питание стенда осуществлялось от ударного генератора полной мощностью 75 МВ · А через понижающий трансформатор ОМИ-10000 кВ · А. Опыты проводились при напряжении 200—300 В. Продолжительность КЗ изменялась от 0,04 до 3 с. Во время испытаний определялись токи, напряжения и температура кабеля в различных точках (табл. 1.1). Коэффициент увеличения активного сопротивления кабелей для различных условий КЗ определялся по формуле:

$$K_9 = \frac{\tau_p + \vartheta_{\text{кн}}}{\tau_p + \vartheta_{\text{н}}}, \quad (1.4)$$

где τ_p — условная температура, определяющая зависимость удельного сопротивления материала жил кабеля от температуры: для меди $\tau_p = 234$ °С, для алюминия $\tau_p = 236$ °С.

Исследуемые кабели подвергались воздействию тока КЗ от 6,4 до 44 кА, что соответствовало реальным условиям КЗ и приводило к разрушению многих исследуемых образцов. Конечная температура нагрева во всех опытах была различной и зависела от начальной температуры кабеля, среднего действующего значения тока КЗ и продолжительности КЗ. Значения коэффициента K_9 отличаются от единицы и показывают, что активное сопротивление кабелей увеличивается к моменту отключения КЗ в 1,41—3,46 раза.

Зависимость коэффициента K_9 от значения начальной температуры кабеля или его токовой нагрузки можно показать, сравнивая

Таблица 1.1

Результаты экспериментов

Номер опытов	Ток КЗ, кА		Продолжи-тельность КЗ, $t_{откл}$, с	Температура жилы, °С		K_9
	ударный ток $i_{уд}$	$I_{к}^{(3)*}$		до опыта ϑ_n	после опыта $\vartheta_{кн}$	
Кабель ААБГ 3×120-10						
1	24	10,4	1,5	63	315	1,84
2	30	13,2	1,5	90	448	2,1
3	43	18,9	0,5	75	202	1,41
4	48,5	22,3	0,5	100	321	1,66
5	56	24,9	0,5	90	475	2,18
6	72	32	0,2	48	334	2
7	85	34	0,2	87	386	1,93
8	95	44	0,14	30	346	2,19
9	25	11,7	1,5	25	211	1,71
10	24,2	11,4	1,5	75	259	1,59
11	39,6	16,6	1,5	52	626	2,99
12	42	21	0,5	22	240	1,85
13	54,7	25	0,5	63	490	2,43
14	53	32	0,2	25	217	1,74
15	74,5	44	0,2	48	600	2,94
16	74,5	44	0,2	48	529	2,69
17	40	20,6	0,5	24	243	1,84
18	42	24	0,5	54	414	2,24
19	45	28	0,48	55	580	2,8
Кабель ААШВ 3×120-6						
20	25,8	10,3	1,5	22	216	1,75
21	24,2	12,3	1,5	72	262	1,61
22	27,5	15,4	1,5	65	578	2,7
23	42	20,9	0,5	22	217	1,76
24	47	25,4	0,5	66	413	2,15
25	19,7	10,9	1,5	24	214	1,73
26	22,5	12,9	1,5	44	310	1,95
27	25	14,9	1,5	48	480	2,56
28	28	17	1,5	30	580	3,07
29	34,7	20,7	0,5	24	268	1,94
30	36	23	0,5	55	291	1,81
31	44,5	25	0,5	70	500	2,4

* Среднее действующее значение трехфазного тока.

Окончание табл. 1.1

Номер опытов	Ток КЗ, кА		Продолжительность КЗ, $t_{откл}$, с	Температура жилы, °С		K_g
	ударный ток $i_{уд}$	$I_k^{(3)*}$		до опыта ϑ_n	после опыта $\vartheta_{кн}$	
32	47	28	0,5	48	531	2,7
33	40	20,6	0,5	24	243	1,84
34	42	24	0,5	54	414	2,24
35	45	28	0,48	55	580	2,8
36	85	40	0,2	55	330	1,95
37	44	21	0,5	24	205	1,7
38	15	6,7	1,5	23	218	1,75
39	19	9	1,5	51	510	2,6
40	24	11	1,5	58	782	3,46
41	60	27	0,1	18	243	1,88
42	75	35	0,1	22	510	2,89
43	8	5,6	3	12	160	1,6
44	8,5	6,2	3	48	320	1,96
45	9	6,4	3	60	430	3,05
46	12,7	8,4	2,5	60	760	3,35
47	28	18,4	0,5	24	508	2,86
48	40	21,7	0,1	33	245	1,79
49	65	37,1	0,1	74	503	2,38
50	42,5	29	0,1	74	368	1,95
51	56,5	37,6	0,04	93	300	1,63
52	19	13,5	0,5	32	320	2,07
53	20,5	11	0,5	32	350	2,19
54	29,8	19,4	0,2	20	500	2,87
55	12,7	7,5	1,5	12	240	1,92
56	13	8,4	1,5	20	340	2,25
57	15	9,3	1,5	81	400	2
58	23	12,8	1,14	80	760	3,15

результаты двух опытов, например, 9 и 10 (см. табл. 1.1), в которых различаются только начальные температуры $\vartheta_n = 25\text{ °С}$ и 75 °С ($I_k^{(3)} = 11,7\text{ кА}$ и $11,4\text{ кА}$; $t_{откл} = 1,5\text{ с}$) и соответственно получены разные значения коэффициентов $K_g = 1,71$ и $K_g = 1,59$.

Это подтверждает приведенные выше (см. § 1.1) результаты исследований.

Влияние продолжительности КЗ на коэффициент K_9 особенно наглядно, например, для опытов 38 и 45 (см. табл. 1.1), по которым сопоставляются значения коэффициента ($K_9 = 1,75$ и $K_9 = 3,06$) при $t_{\text{откл}} = 1,5$ и $t_{\text{откл}} = 3$ с. Большей продолжительности КЗ соответствует большее увеличение активного сопротивления кабеля.

Целью исследований испытаний, проводимых в 1986—1987 гг. являлось определение температуры возгорания базовых марок бронированных и небронированных силовых кабелей с алюминиевыми (однопроволочными и многопроволочными) жилами с бумажной пропитанной изоляцией в алюминиевой оболочке с защитными покровами типа Шв, БнлГ и БлГ при воздействии на них сквозных токов КЗ. Длина каждого исследуемого образца кабеля составляла 35 м [17]. Параметры режимов испытания приведены в табл. 1.2.

Испытания проводились переменным током частотой 50 Гц в режиме трехфазного КЗ. При этом измерялись токи КЗ в каждой фазе, температура нагрева токопроводящих жил и оболочки. В качестве источников тока при внезапных и повторных КЗ использовались ударные генераторы ТИ-100 полной мощностью $100 \text{ МВ} \cdot \text{А}$ каждый.

Измерения температуры нагрева токопроводящих жил производились для каждого образца с помощью термопар типа ТХК, установленных вблизи концевых заделок. Температура окружающего воздуха во время испытаний составляла 12—25 °С.

По результатам испытаний были определены коэффициенты увеличения активного сопротивления кабелей. Анализ полученных экспериментальных данных показал, что в конце первого КЗ, продолжительностью 0,6 с, температура нагрева кабеля для всех опытов различалась и зависела от начального значения тока КЗ. Коэффициент K_9 изменялся от 1,62 до 1,86 при конечной температуре жил кабелей 170—247 °С.

При повторном КЗ (после первого КЗ и бестоковой паузы продолжительностью 0,56—0,58 с) конечная температура нагрева жил кабелей составляла 344—510 °С. Коэффициент K_9 изменялся в пределах 2,12—2,92. Таким образом, в реальных условиях КЗ активное сопротивление кабелей увеличилось в 2 раза и более. Это подтверждает необходимость определения и учета эффекта увеличения активного сопротивления проводников при КЗ в различных условиях.

Таблица 1.2

Параметры режимов испытаний

Номер опыта, расчет	Темпе- ратура окру- жаю- щей сре- ды $\vartheta_{\text{окр}}$, °C	Ток в на- чаль- ный мо- мент КЗ $I_{\text{к0}}$, кА	Продол- житель- ность КЗ $I_{\text{откл}}$, с	Ток в момент отключе- ния КЗ $I_{\text{кт}}$, кА	Темпе- ратура нагрева жилы кабеля к момен- ту от- ключе- ния $\vartheta_{\text{кн1т}}$, °C	$K_{\vartheta_{\text{кн1т}}}$	Бестоко- вая пау- за $t_{\text{бт}}$, с	Ток в на- чаль- ный мо- мент по- вторно- го КЗ $I'_{\text{к0}}$, кА	Продол- житель- ность КЗ $t'_{\text{откл}}$, с	Ток в момент отключе- ния КЗ $I'_{\text{кт}}$, кА	Темпе- ратура нагрева жилы кабеля к момен- ту от- ключе- ния, $\vartheta_{\text{кн2т}}$, °C	$K_{\vartheta_{\text{кн2т}}}$
Кабель ААШвУ 3×120-6												
1	12	23,72	0,6	15,6	217	1,83	0,56	15,95	1	13,34	395	2,54
Расчет	—	—	—	16,26	164,44	1,564	—	—	—	10,303	481,87	2,804
2	15	21,6	0,6	15,73	170	1,62	0,56	16,25	1	12,32	498	2,92
Расчет	—	—	—	15,43	150	1,507	—	—	—	10,599	456,03	2,703
3	20	21,59	0,6	15,28	215	1,76	0,58	16,25	1,2	11,68	490	2,84
Расчет	—	—	—	15,3	155,24	1,528	—	—	—	10,3	482,07	2,805
Кабель ААБнЛГ 3×120 ож-6												
4	15	22,22	0,6	15,02	227	1,84	—	—	—	—	—	2,4
5	17	21,13	0,6	14,68	230	—	0,56	14,88	0,6	12,5	443	2,58
6	24	19,24	0,6	13,39	198	1,67	0,56	12,9	0,6	11,4	373	2,34
Расчет	—	—	—	14,14	136,2	1,454	—	—	—	10,604	319,82	2,171
7	25	18,25	0,6	13,99	188	1,71	0,56	12,64	0,6	11,4	344	2,22
Расчет	—	—	—	13,56	127	1,419	—	—	—	10,46	300,25	2,094
8	24	20,67	0,6	12,73	212	1,72	0,58	15,76	0,6	12,79	431	2,57

Окончание табл. 1.2

Номер опыта, расчет	Темпе- ратура окру- жаю- щей сре- ды $\vartheta_{\text{окр}}$, °C	Ток в на- чаль- ный мо- мент КЗ $I_{\text{к0}}$, кА	Продол- житель- ность КЗ $I_{\text{откл}}$, с	Ток в момент отключе- ния КЗ $I_{\text{кт}}$, кА	Темпе- ратура нагрева жилы кабеля к момен- ту от- ключе- ния $\vartheta_{\text{кн1т}}$, °C	$K_{\vartheta_{\text{кн1т}}}$	Бестоко- вая пау- за $t_{\text{бр}}$, с	Ток в на- чаль- ный мо- мент по- вторно- го КЗ $I'_{\text{к0}}$, кА	Продол- житель- ность КЗ $t'_{\text{откл}}$, с	Ток в момент отключе- ния КЗ $I'_{\text{кт}}$, кА	Темпе- ратура нагрева жилы кабеля к момен- ту от- ключе- ния, $\vartheta_{\text{кн2т}}$, °C	$K_{\vartheta_{\text{кн2т}}}$
Расчет 9	— 24	— 21,55	— 0,6	14,83 14,28	149 240	1,504 1,83	— 0,56	— 15,08	— 0,6	7,667 12,3	340,26 500	2,251 2,83
Расчет 10	— 24	— 21,1	— 0,6	15,14 14,14	155,1 247	1,527 1,86	— 0,56	— 16,46	— 1	10,413 12 10,05	405,12 510 451,95	2,504 2,87 2,687
Погрешность расчета, $\Delta_{\text{ср}}$, %						$\pm 7,63$	—	—	—	—	—	$\pm 7,63$

1.3. Разработка математической модели теплового спада тока КЗ

Разработка модели расчета теплового спада тока КЗ предусматривает учет практически всех факторов, влияющих на нагрев проводника при КЗ, включая изменение тока КЗ от электрических машин и влияние активного сопротивления электрической дуги в месте КЗ.

При разработке модели принято, что расчет нагрева проводников при КЗ следует выполнять:

- для шин и неизолированных проводников без учета теплоотдачи в окружающую среду;
- для кабелей и изолированных проводников с учетом или без учета теплопередачи;
- для кабелей с многопроволочными жилами и вязкой пропиткой с учетом влияния теплоемкости внутрижильной пропиточной массы;
- для всех проводников с учетом или без учета теплоотдачи.

Сущность предлагаемого метода расчета конечной температуры проводника заключается в рассмотрении процесса адиабатического нагрева без отдачи тепла в окружающую среду. На основании закона Джоуля—Ленца адиабатический нагрев проводника током описывается уравнением

$$i_k^2 R_g dt = C_g G d\vartheta, \quad (1.5)$$

где i_k — мгновенное значение тока КЗ, кА; R_g — активное сопротивление проводника при температуре в рассматриваемый момент времени, Ом; C_g — теплоемкость материала проводника, Дж/кг · К; G — масса проводника, кг.

Сопротивление проводника при любой температуре с достаточной точностью определяется

$$R_g = \frac{\rho_0 l}{s} K_g, \quad (1.6)$$

где ρ_0 — удельное сопротивление проводника при температуре ϑ_n , Ом · м; K_g — коэффициент увеличения активного сопротивления

проводника, определяемого по (1.4); l , s — длина и сечение проводника.

Теплоемкость материала проводника определяется по выражению:

$$C_{\vartheta} = c_0 \left[\frac{\tau_c + \vartheta_{\text{кн}}}{\tau_c + \vartheta_{\text{н}}} \right] l/s, \quad (1.7)$$

где c_0 — удельная теплоемкость материала проводника при температуре $\vartheta_{\text{н}}$, Дж/кг · К; τ_c — условная температура (для меди $\tau_c = 2200$ °С, для алюминия $\tau_c = 3200$ °С).

Расчет температуры нагрева проводников при КЗ ведется с помощью уравнения нагрева однородного проводника (1.5), преобразованного с учетом (1.6) и (1.7) к виду

$$\frac{d\vartheta}{dt} = [i_k^2 \rho_0 K_{\vartheta}(t)(\tau_c + \vartheta_{\text{н}})] / \{s^2 \lambda c_0 [\tau_c + \vartheta_{\text{кн}}(t)]\}, \quad (1.8)$$

где λ — плотность материала проводника, кг/м³.

Температура проводника при КЗ с учетом теплоотдачи в изоляцию определяется в результате решения системы уравнений (1.2), в соответствии с [53] или по формуле

$$\vartheta_{\text{кн}} = \vartheta_{\text{н}} + (\vartheta_{\text{кн.а}} - \vartheta_{\text{н}})\eta, \quad (1.9)$$

где $\vartheta_{\text{кн.а}}$ — температура проводника при КЗ, определенная без учета теплоотдачи (адиабатический процесс).

В цикле автоматического повторного включения (АПВ) расчет нагрева проводников следует проводить с учетом теплоотдачи, если полное время цикла, включая длительность паузы, больше критической продолжительности КЗ. Коэффициент η определяется по полному времени цикла, включая время бестоковой паузы.

Алгоритм программы предусматривает расчет коэффициента K_{ϑ} для различных схем и условий КЗ. Синхронные и асинхронные двигатели в этом случае представляются упрощенными математическими моделями и эквивалентными параметрами.

При отсутствии полных данных о схеме замещения электродвигателей предусмотрен упрощенный расчет тока КЗ. Например, для определения периодической ($I_{\text{пр}}$) и апериодической ($I_{\text{ап}}$) состав-

ляющих тока КЗ в произвольный момент времени в схеме, когда точка КЗ находится за общим кабелем для электрической системы и эквивалентным АД, (см. рис. 3.3, в) используются выражения:

$$\left. \begin{aligned} I_{\text{пт}} &= U_{\text{с}} / \sqrt{3} \sqrt{(X_{\text{с}} + X_{\text{кб}})^2 + R_{\text{кб}}^2 K_{\text{г}}} + \left[E_{\text{АДф}} - \right. \\ &- U_{\text{с}} \sqrt{X_{\text{кб}}^2 + R_{\text{кб}}^2 K_{\text{г}}} / \sqrt{3} \sqrt{(X_{\text{с}} + X_{\text{кб}})^2 + R_{\text{кб}}^2 K_{\text{г}}} \left. \right] e^{-t/T_a'} X_{\text{с}} / \\ &/ (X_{\text{с}} + X_{\text{АД}}) \sqrt{X_{\text{кб}}^2 + R_{\text{кб}}^2 K_{\text{г}}} + X_{\text{АД}}' X_{\text{с}} ; \\ I_{\text{ат}} &= I_{\text{п0}} e^{-t/T_{\text{а}\Sigma}}, \end{aligned} \right\} \quad (1.10)$$

где $T_a' = T_{\text{АД}}' \left[1 + \frac{X_{\text{с}} X_{\text{кб}}}{(X_{\text{с}} + X_{\text{кб}}) X_{\text{АД}}'} \right]$; $U_{\text{с}}$, $X_{\text{с}}$ — напряжение и индуктивное сопротивление системы; $R_{\text{кб}}$, $X_{\text{кб}}$ — активное и индуктивное сопротивления кабелей; $E_{\text{АД ф}}$, $X_{\text{АД}}'$ — фазное значение ЭДС и переходное индуктивное сопротивление эквивалентного АД; $T_{\text{АД}}'$ — постоянная времени эквивалентного АД; $T_{\text{а}\Sigma}$ — результирующая постоянная времени затухания апериодической составляющей тока КЗ.

При учете влияния активного сопротивления электрической дуги на тепловой спад тока КЗ использована математическая модель дуги для электроустановок напряжением до 1 кВ (см. гл. 2). При этом принято, что для электроустановок с кабельными линиями напряжением до 1 кВ дуговое КЗ может быть устойчивым или самопогасающим.

На основании вышеизложенного для ЭВМ разработан алгоритм расчета нагрева проводников и теплового спада тока КЗ, структурная схема которого приведена на рис. 1.4.

Для проверки модели расчетные данные, полученные на ЭВМ сравнивались с экспериментальными (см. табл. 1.2). Сравнение расчетных и экспериментальных данных по конечным температурам в момент отключения КЗ, а также по коэффициентам $K_{\text{г}}$, показывает удовлетворительное их совпадение, что позволяет использовать разработанную модель для дальнейших исследований.

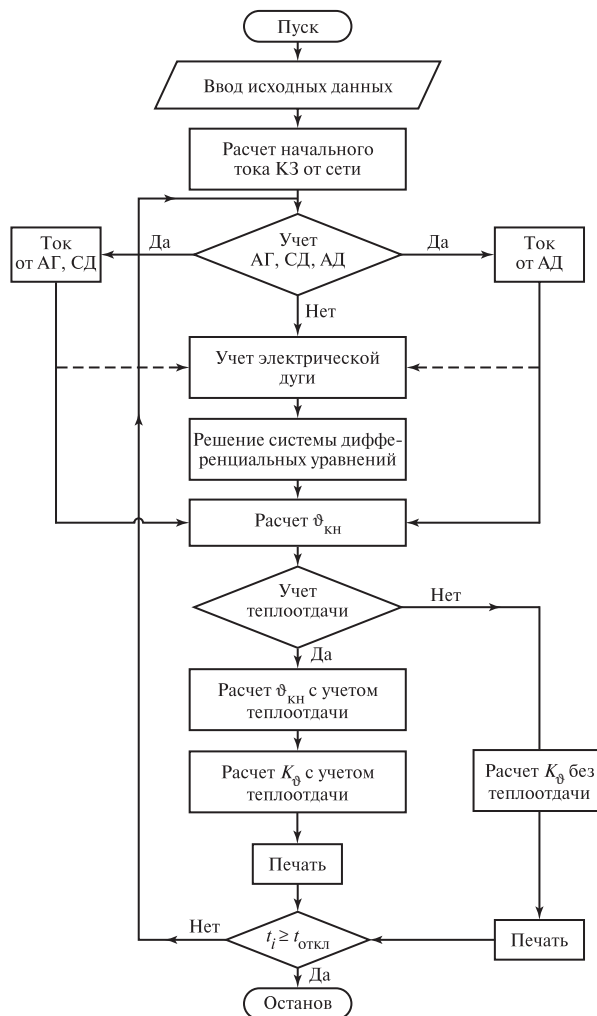


Рис. 1.4. Структурная схема программы расчета увеличения активного сопротивления проводников при КЗ

1.4. Исследование термической стойкости и невозгораемости кабельных линий

Чрезмерный нагрев жил кабельных линий током КЗ в ряде случаев приводит к разрыву оболочек кабелей, разрушению концевых заделок и пожару в электроустановках. При значительном нагреве кабелей, даже не приводящем к пожару, физико-химические свойства

изоляции существенно изменяются и возникает вероятность электрического пробоя.

Учитывая отсутствие в нормативных документах, например «Правилах устройства электроустановок», четко сформулированных расчетных условий для выбора и проверки кабелей электроустановок напряжением до 1 кВ по условиям термической стойкости и невосгораемости, актуальным является анализ влияния расчетных условий КЗ на конечную температуру нагревания жил кабельных линий, который может быть выполнен с помощью разработанной модели.

Как показывает опыт проектирования и эксплуатации электроустановок критерием выбора и проверки кабелей по условиям термического действия токов КЗ должно быть расчетное максимальное значение температуры жил кабелей к моменту отключения КЗ в начале или в конце кабельной линии. Кроме того, проверка термической стойкости и возгораемости кабелей должна производиться по наибольшему расчетному значению интеграла Джоуля в амперах в квадрате на секунду [54].

С помощью расчетной модели автором выполнен теоретический анализ влияния различных условий на выбор и проверку кабелей на невосгораемость для электроустановок с трансформаторами различной мощности. Для этого определялось изменение температуры токопроводящих медных и алюминиевых жил кабелей при металлическом трехфазном КЗ в начале и в конце кабельных линий в зависимости от продолжительности КЗ. Предельно допустимая температура ($\Theta_{\text{доп}}$) по термической стойкости кабелей была принята равной 200 °С, а предельная температура невосгораемости — 350 °С.

Результаты расчетов показали, что при оценке термической стойкости и невосгораемости силовых кабельных линий при КЗ необходимо учитывать теплообмен между жилами и изоляцией кабелей.

Анализ результатов расчета наглядно показал возможную погрешность неучета влияния теплоотдачи при оценке термической стойкости и невосгораемости кабелей. Так, кабель сечением алюминиевой жилы 35 мм², подключенный к трансформатору мощностью 1000 кВ · А, достигает предельно допустимой температуры термической стойкости без учета теплоотдачи примерно к моменту времени КЗ $t_k = 0,06$ с, с учетом теплоотдачи к моменту времени $t_k = 0,1$ с. При этом разница в определении температур составляла 60 °С (относительная погрешность 43 %). Предельная температура невосгораемости (350 °С) при не учете теплоотдачи достигнута к моменту времени КЗ 0,1 с при учете теплоотдачи — к моменту времени 0,12 с. При этом разница температур составляла 140 °С (относительная погрешность 54 %). Для кабеля сечением жилы 150 мм² без учета

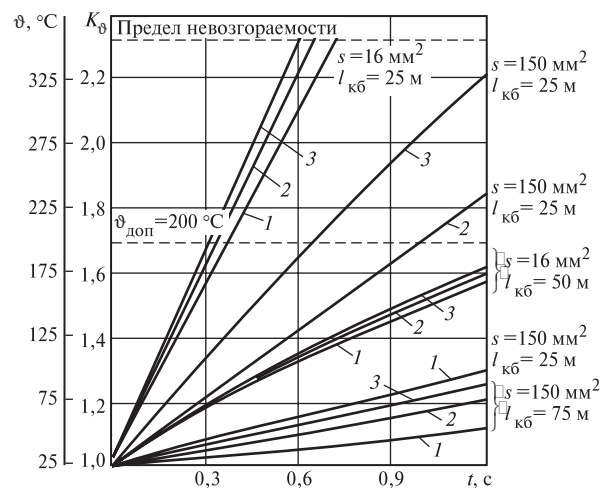


Рис. 1.5. Кривые изменения температуры $\Theta = f(t)$ и коэффициента $K_\Theta = f(t)$ при КЗ в конце кабельных линий сечением 16 и 150 мм² разной длины, подключенных к трансформаторам мощностью:

1 — 400 кВ · А;
2 — 1000 кВ · А;
3 — 1600 кВ · А

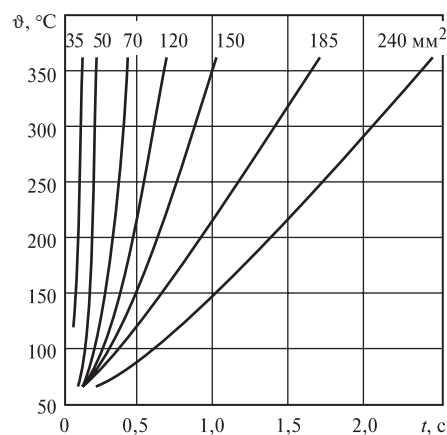


Рис. 1.6. Кривые изменения температуры алюминиевых жил кабеля $\Theta = f(t)$ при металлическом КЗ в начале кабельной линии

теплоотдачи $\Theta_{доп} = 200$ °C при $t_k = 0,5$ с, с учетом теплоотдачи при $t_k = 0,65$ с (погрешность 25 %); $\Theta_{кн} = 350$ °C без учета теплоотдачи при $t_k = 0,85$ с, с учетом теплоотдачи при $t_k = 1,3$ с (погрешность 30 %).

На рис. 1.5 и 1.6 приведены кривые, отражающие характер изменения температуры кабельных линий с алюминиевыми жилами $\Theta = f(t)$ и степень увеличения активного сопротивления жил $K_\Theta = f(t)$ при различных расчетных условиях. Анализ приведенных кривых указывает на необходимость более четкого обоснования

расчетных условий для проверки кабелей.

Принимая в качестве расчетных условий металлическое КЗ в начале кабельной линии, подключенной, например, к трансформатору мощностью 1000 кВ · А (рис. 1.6), получаем, что при продолжительности КЗ 0,5 с, которая соответствует времени действия резервной защиты и полному времени отключения автоматического выключа-

теля, сечение токоведущих жил кабеля по условию невозгораемости должно быть не менее 95 мм^2 . Однако известно, что на электроустановках напряжением 0,4 кВ собственных нужд электростанций используются кабели сечением жил 35 мм^2 . Таким образом, многие из действующих электроустановок имеют кабели не отвечающие требованиям государственного стандарта [54].

Как показали расчеты, короткие кабельные линии следует проверять по условию металлического КЗ в конце линии, так как их тепловой режим может оказаться тяжелее, чем при дуговых КЗ в начале кабельной линии. Например, кабель сечением жилы 70 мм^2 при длине не менее 20 м не соответствует требованиям невозгораемости при металлическом КЗ в конце линии продолжительностью 0,5 с, хотя и соответствует требованиям невозгораемости по условию дугового КЗ в начале линии. Анализ влияния дуги на нагрев кабельных и воздушных линий (см. в гл. 2).

2 РЕЖИМЫ ДУГОВЫХ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЙ

2.1. Экспериментальные исследования дуговых КЗ в системе собственных нужд 0,4 кВ электростанций

Надежность и пожаробезопасность работы электроустановок напряжением до 1 кВ в значительной мере зависят от точности расчета токов КЗ при их проектировании, настройке защит и выборе аппаратов.

Анализ условий развития КЗ показывает, что токи КЗ существенно зависят от вида, места и причин возникновения КЗ. Наиболее распространенными в сетях низкого напряжения являются одно-, двух- и трехфазные КЗ в местах разделки кабелей, на секциях шинопроводов и выводах электродвигателей. Причинами возникновения КЗ являются: старение изоляции, механическое повреждение проводников, попадания посторонних предметов и воды на проводники, а также неправильные действия обслуживающего персонала при работе в электроустановках напряжением до 0,1 кВ. В месте КЗ возникают электродинамические силы, стремящиеся перевести глухое металлическое КЗ в замыкание через электрическую дугу. Поэтому наиболее вероятным видом замыкания является короткое замыкание через электрическую дугу или дуговое КЗ, приводящее к повреждению электроустановки или пожару в кабельном хозяйстве.

Экспериментальные данные и опыт эксплуатации указывают на весьма существенное влияние активного сопротивления дуги на значения токов КЗ.

Анализ результатов экспериментальных исследований [5, 9, 10, 11, 18] по определению влияния дуги на ток КЗ показал, что они носят обобщенный характер и не учитывают конкретных условий КЗ (напряжение, предельные значения токов КЗ, междуфазные расстояния и т.п.) определенных электроустановок, в частности, системы собственных нужд (СН) электростанций. Это привело к необходимости проведения опытов КЗ в системе СН электростанций при различных условиях в целях исследования развития электрической дуги во времени и накопления данных по типовым условиям КЗ в кабелях, шинах, выводах электродвигателей и электрических аппаратов, вторичных цепях и др.

Для оценки методик расчета тока металлического КЗ и разработки методики учета влияния дуги на ток КЗ для различных условий автором совместно с работниками Сибтехэнерго впервые выполнен комплекс экспериментальных исследований, состоящих из расчетов и опытов металлических и дуговых одно-, двух- и трехфазных КЗ, в системе СН 0,4 кВ на действующих электростанциях [19].

Было проведено более 250 опытов металлических КЗ и более 400 опытов дуговых замыканий с помощью специальной установки (рис. 2.1), состоящей из автоматического пульта управления ПУ, мощного контактора *КМ* типа КТВ-400, включенного последовательно с автоматическими выключателями *QF1*, *QF2* АЗ700 с электромагнитами включения *УАС* и отключения *УАТ* и измерительными шунтами *Ш* (ШСМ-75). Установка включала цепи на КЗ

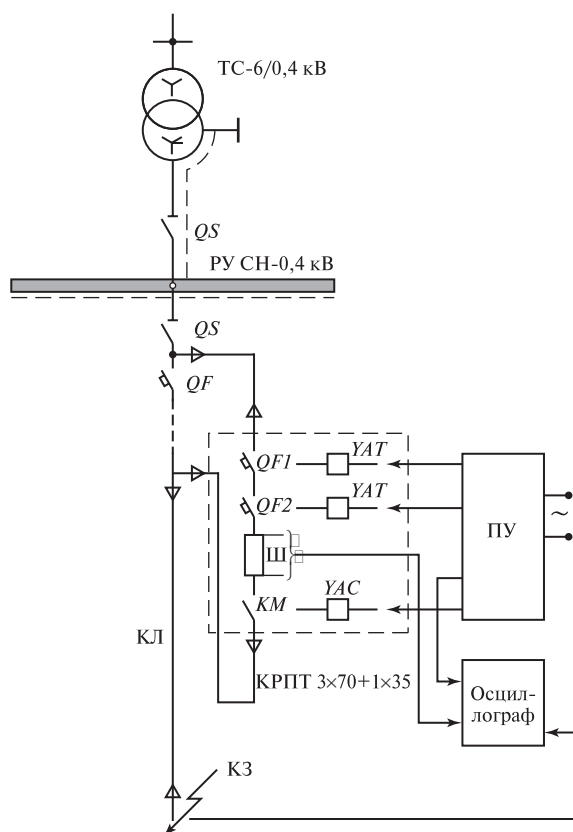


Рис. 2.1. Схема проведения опытов короткого замыкания:

QS — разъединитель; *QF1*, *QF2* — автоматические выключатели (АЗ700);
КЛ — кабельная линия

контактором и автоматически отключала цепи КЗ двумя автоматическими выключателями через время $t_{откл}$ по команде с пульта управления. При проведении опытов была выбрана продолжительность короткого замыкания 0,2 с, что позволило при определенных условиях получить процесс установившегося КЗ, и не изменять уставок времени срабатывания максимальных токовых защит ($t_{ср} = 0,5$ с), установленных на вводах рабочего и резервного питания секций распределительного устройства (РУ) СН 0,4 кВ.

Питание секций РУ СН 0,4 кВ, на которых проводились опыты, осуществлялось от рабочих и резервных трансформаторов типа ТС или ТСЗС мощностью 630; 750; 1000 кВ · А. На рис. 2.2 показан фрагмент схемы системы СН электростанции, на которой проводились исследования КЗ. Опытная установка (см. рис. 2.1) подключалась кабелем КРПТ 3×70 + 1×35 длиной 2 м к сборным шинам РУ СН 0,4 кВ или к кабелям присоединений вместо защитного аппарата QF , который во время проведения опытов КЗ исключался из схемы.

Опыты КЗ проводились либо в конце кабельной линии определенного присоединения, либо (при непосредственном подключении опытной установки к сборным шинам) за кабелем КРПТ 3×70 + 1×35, подключенным к установке. Изменение сопротивления короткозамкнутой цепи осуществлялось путем изменения длины кабеля от 41 до 105 м.

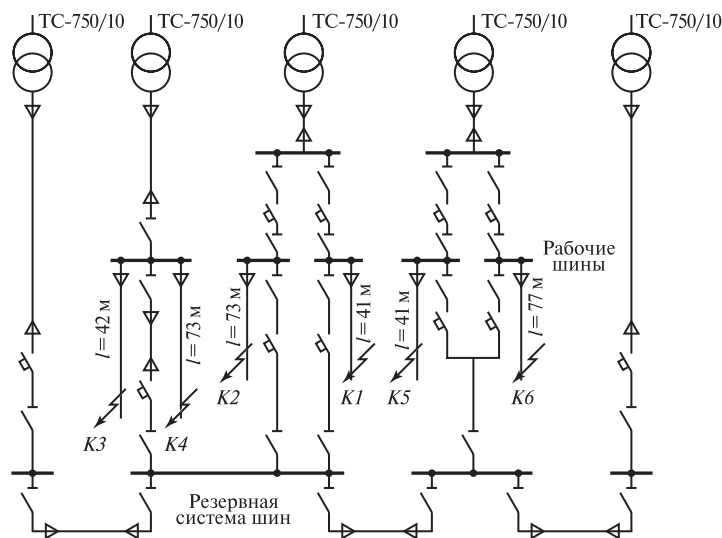


Рис. 2.2. Фрагмент исследуемой схемы системы СН электростанции

Металлическое короткое замыкание. При проведении опытов металлического КЗ в конце отключенного от двигателя или сборки питающего кабеля устанавливалась штатная перемычка под струбцину. В процессе КЗ осциллографом осуществлялась запись фазных токов, а также падение напряжения на электрической дуге и в месте установки измерительных шунтов.

Глухое металлическое трех- или однофазное КЗ возникало там, где была установлена термически стойкая перемычка. Она закреплялась с помощью болтового соединения или соединения другого типа, обеспечивающего надежный контакт, так как при случайном замыкании между токоведущими шинами, например инструментом, упавшим проводником или при нарушении изоляции, возникает дуговое замыкание.

В табл. 2.1 приведены некоторые результаты опытов в системе СН электростанции при металлических трех- и однофазных КЗ.

Таблица 2.1

Результаты опытов

Точка КЗ	Наименование присоединений	Мощность присоединенных потребителей $P_{ном}$, кВт	Сечение жилы кабеля s , мм ²	Длина кабеля l , м	Ток КЗ от трансформатора СН, А			
					рабочего		резервного	
					$I_{кз}^{(3)}$	$I_{кз}^{(1)}$	$I_{кз}^{(3)}$	$I_{кз}^{(1)}$
1	Обдувка ЧГТ	56	3×70	130	3280	1342	3051	1297
2	ПНД-4	75	3×70	60	4405	1488	3972	1440
3	НОК-4	75	3×70	70	4364	1667	4009	1623
4	НГО-4	75	3×120	70	6603	1994	5791	—
5	ДНБ-1	20	3×35	42	2266	1160	2241	1098
6	ТКН-4	28	3×35	16	4036	1613	3722	1586
7	ИОФ-1	20	3×25	45	2811	2020	2825	1493
8	СМИ-3	75	3×70	98	—	—	3204	1187
9	НГО-4	75	3×70	70	6750	2217	5569	1872
10	ПНП-3	160	3×95	75	8417	2676	7054	2338
11	Охл. 6 АТ фазы А	42	3×95	—	3564	1318	3046	1244
12	ВД-3	125	3×150	78	5965	1756	5150	1501
13	ПНД-6	75	3×70	60	4252	—	3639	—
14	НГО-6	75	3×70	70	4441	1709	3755	1526
15	ПИТ-2	40	3×50	80	4780	1856	3985	1779
16	Охл. 6 АТ фазы С	42	3×95	130	3909	1432	3317	1234
17	НОК-6	75	3×70	70	3983	1519	3436	1309

Опыты КЗ выполнялись при питании секций СН от рабочего и резервного трансформаторов мощностью $750 \text{ кВ} \cdot \text{А}$ в присоединениях, имеющих разные длину и сечение кабелей. Анализ результатов показал, что при питании секций СН от источников резервного питания токи КЗ во всех случаях меньше, чем при питании от рабочих трансформаторов. Это объясняется тем, что протяженность цепей резервного питания больше, чем рабочего. Исходя из этого, расчетным режимом при определении чувствительности защитной аппаратуры к токам КЗ принят режим питания секций от трансформаторов резервного питания.

Дуговое короткое замыкание. При проведении опытов дуговых КЗ для создания реальных условий их развития в конце кабеля опытной установки или кабельного присоединения электроустановки подключались либо конструкции из шин типа АТ 100×10 , либо вводная коробка электродвигателя. Чтобы исследовать особенности развития дугового КЗ в условиях эксплуатации инициирование дуги в опытах производилось следующим образом (рис. 2.3):

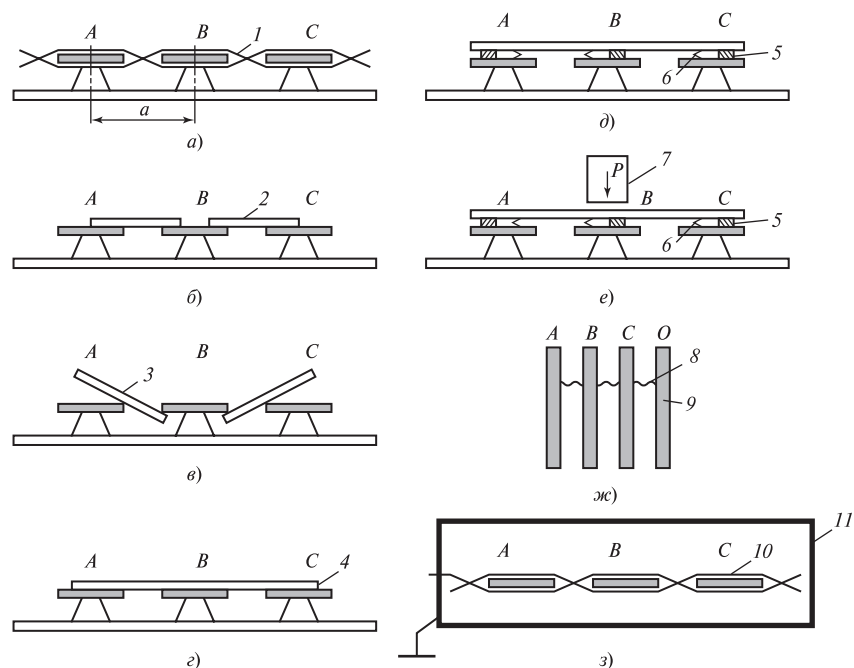


Рис. 2.3. Способы создания коротких замыканий

перемычками из проволоки 1 сечением от 0,2 до 1,5 мм², расположенными между фазами трехфазной конструкции из шин при различных междуфазных расстояниях (рис. 2.3, а);

латунными стержнями 2 сечением 16 мм², свободно лежащими на шинах (рис. 2.3, б);

латунным стержнем 3 того же сечения, заземленным под действием собственной массы (рис. 2.3, в);

свободно лежащей шиной 4 (АТ 100×10) длиной 0,8 м (рис. 2.3, г);

с помощью свободно лежащих перемычек из алюминиевой фольги 1 (рис. 2.3, а);

перемычками из алюминиевой фольги 6, установленными в зазоре между шинами фаз и перемычкой из шины, лежащей на изолирующих прокладках 5, толщиной 5—15 мм. Последний способ инициирования дуги использовался как со свободно лежащей перемычкой из шин (рис. 2.3, д), так и с перемычкой, утяжеленной дополнительным грузом 7 3,5—7 кг (рис. 2.3, е);

перемычкой из проволоки или алюминиевой фольги 8 между вертикально расположенными шинами 9 (АТ 80 × 6), (рис. 2.3, ж);

перемычкой из проволоки или алюминиевой фольги 10 между фазами в вводной коробке электродвигателей 11 (рис. 2.3, з).

Такое многообразие способов инициирования КЗ объясняется стремлением выявить условия устойчивого (или стабильного) горения дуги при изменении тока и деионизации дугового промежутка. Следует отметить, что в экспериментах не ставилась цель исследовать движение дуги между параллельными электродами, так как это было включено в программу более поздних испытаний.

Опыты показали, что дуговое КЗ может быть *устойчивым, прерывистым, или самопогасающим*.

При инициировании дуги способом, изображенным на рис. 2.3, а, не удалось получить ее устойчивое горение в промежутке между шинами ни в одном из опытов. Во всех случаях дуга горела в течение одного или нескольких полупериодов, перемычка из проволоки при этом испарялась и под действием электродинамических сил (удлинение дуги) и радиальной диффузии происходило разрушение токопроводящего канала и самопогасание дуги. Это наблюдалось при различных сечениях перемычек и расстояниях между шинами (10—100 мм). Продолжительность горения дуги изменялась в зависимости от условий горения дуги (3—4 периода) и во всех случаях, достигнув критической длины до момента отключения цепи, дуга

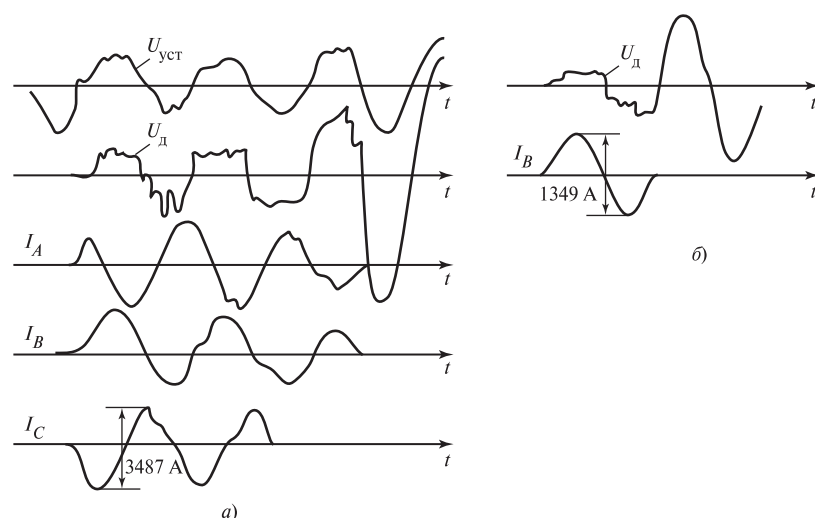


Рис. 2.4. Осциллограммы фазных токов (I_A , I_B , I_C) и напряжений трехфазного (а) и однофазного (б) самопогасающих дуговых КЗ:

U_d и $U_{уст}$ — напряжение дуги и опытной установки

погасала без повторного зажигания. На рис. 2.4 показана осциллограмма самопогасающей дуги при трех- и однофазном КЗ.

Если переключатель в виде латунного стержня (см. рис. 2.3, б, в) или алюминиевой шины сечением $100 \times 10 \text{ мм}^2$ (см. рис. 2.3, г) свободно лежала на токопроводящих шинах, то металлического КЗ не получалось. В этом случае в начале первого полупериода под действием электродинамических сил переключатель подбрасывалась и происходило разрушение металлического контакта в месте ее соприкосновения с токопроводящей шиной. Образовавшийся промежуток пробиравался, возникала дуга, сопровождающаяся нарастанием тока и, следовательно, уменьшением напряжения, т.е. металлическое КЗ превращалось в дуговое. Латунные стержни за время действия КЗ ($t_{откл} = 0,2 \text{ с}$) сгорали не полностью, так как горение дуги во всех случаях было неустойчивым или прерывистым. Если под действием электродинамических сил отбрасывались латунные стержни, то при определенном зазоре между стержнями и шинами происходило погасание дуги; если же стержни отбрасывались на небольшое расстояние и после погасания дуги вновь падали на шины, то процесс повторялся.

Наиболее ярко эффект «подпрыгивания» проявился при иницировании дуги методом, изображенным на рис. 2.3, *г*. Количество «подпрыгиваний» шины зависело от ее формы, сечения, массы и тока КЗ.

На осциллограмме трехфазного КЗ (рис. 2.5, *а*) видно, что через четыре периода с момента возникновения дугового КЗ замыкающая шина оказалась отброшенной от токоведущих шин на расстояние, достаточное для деионизации дугового промежутка. Дуга погасла ($I_A = I_B = I_C = 0$) и через четыре периода замыкающая шина вернулась в исходное состояние, затем процесс повторился снова. Вновь возникшая дуга горела два периода, затем погасла и через промежуток более периода, снова возникнув, тут же погасла. Анализ осциллограммы показывает, что погасание и зажигание дуги во всех фазах происходят одновременно и промежутки горения и погасания дуги неодинаковы. Аналогично процесс развивался при однофазном дуговом КЗ (рис. 2.5, *б*).

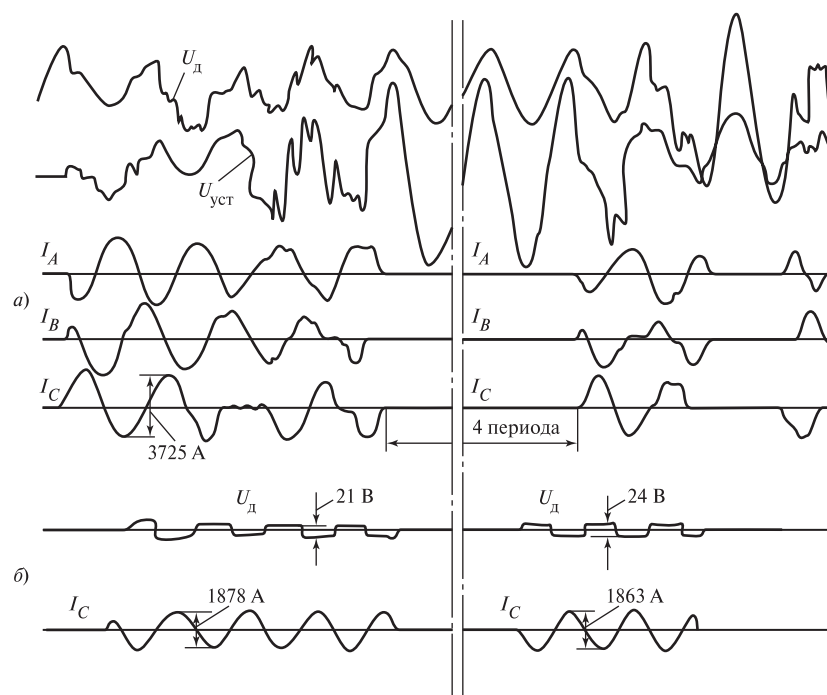


Рис. 2.5. Осциллограммы тока и напряжения трехфазного (*а*) и однофазного (*б*) прерывистого КЗ

Следует учесть, что защиты при КЗ через прерывистую дугу отказывают, если время их действия больше времени горения дуги до ее погасания, так как при погасании дуги или даже несколько раньше при уменьшении тока КЗ, происходит возврат реле тока и сброс набранной выдержки времени защиты.

Более устойчивое горение дуги было получено способом инициирования дуги (см. рис. 2.3, *д*, *е*), при котором зазор (5—15 мм) между шинами фаз и шиной-перемычкой создавался с помощью изолирующих прокладок. Вставленные в зазор перемычки из алюминиевой фольги мгновенно испарялись и в ионизированном пространстве между шинами загоралась дуга.

При различных зазорах между шинами фаз и шиной-перемычкой возникают различные электродинамические силы, под воздействием которых шина перемещается не на столько, чтобы создать условия для погасания дуги. Поэтому дуга горит устойчиво, не прерываясь. На рис. 2.6, *а* представлена осциллограмма возникновения и горения дуги при иницировании дуги по схеме рис. 2.3, *д*.

При небольшом зазоре между шинами фаз и перемычкой возникает дуга, сопротивление которой примерно равно сопротивлению металлического проводника, так как она состоит, в основном, из расплывенных металлических частиц шин и перемычки. Дуга представляет собой металлический мостик между шинами. Падение напря-

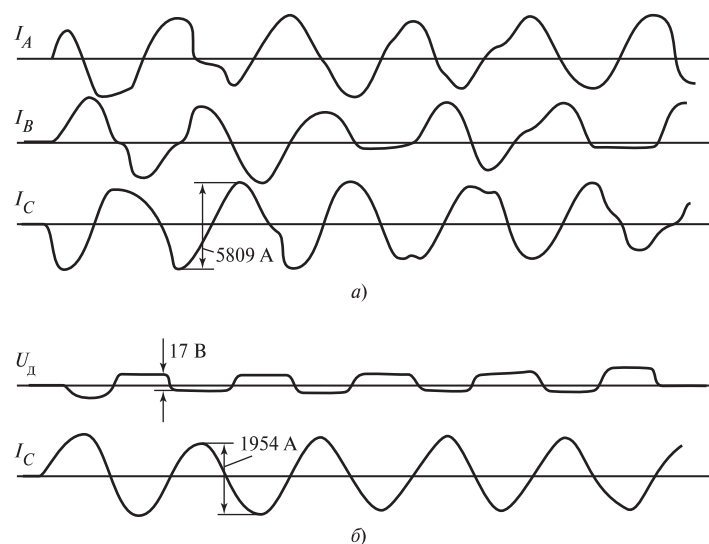


Рис. 2.6. Осциллограммы тока и напряжения трехфазного (*а*) и однофазного (*б*) устойчивого КЗ

жения на дуге в этом случае значительно меньше, чем при большем зазоре (рис. 2.6, б).

Устойчивое дуговое КЗ было получено также в случае, когда на замыкающей шине разместили дополнительный груз, предотвращающий перемещение шины под воздействием электродинамических сил (см. рис. 2.3, е).

Некоторыми особенностями отличается дуговое КЗ между вертикально расположенными шинами с изолирующими прокладками (см. рис. 2.3, ж). Шины были стянуты болтом через проходной изолятор, обеспечивающим постоянное расстояние между ними.

Дуговое КЗ независимо от способа инициирования дуги (прово-
локой или фольгой) было устойчивым при расстоянии между внутренними плоскостями шин менее 10 мм. При большем расстоянии дуга погасала через несколько периодов. Типичная осциллограмма самопогасающего двухфазного дугового КЗ при вертикальном расположении шин приведена на рис. 2.7.

В тех случаях, когда на вертикально расположенных шинах с расстоянием между ними 10 мм инициировалось однофазное дуговое КЗ без снятия напряжения на замкнутых фазах, оно мгновенно переходило в устойчивое трехфазное КЗ.

Опыты дуговых КЗ в вводной коробке электродвигателя (см. рис. 2.3, з) показали, что замкнутый объем вводной коробки создает условия для устойчивого горения дуги. Это объясняется тем, что диффузия ионов и электронов из области горения дуги затруднена, что приводит к высокой насыщенности внутреннего объема коробки ионизированными парами металла перемычки.

Устойчивое дуговое КЗ в коробке возникало при инициировании дуги проволоочной перемычкой или алюминиевой фольгой. При создании в вводной коробке однофазного или двухфазного КЗ, оно менее чем за один полупериод переходило в устойчивое трехфазное дуговое КЗ (рис. 2.8).

После отключения дугового КЗ происходила металлизация поверхности изоляторов в вводной коробке, и в случае подачи напряжения повторно возникало трехфазное дуговое КЗ без принудительного инициирования проволокой или фольгой. В опытах была использована вводная коробка для асинхронных электродвигателей мощностью до 30 кВт.

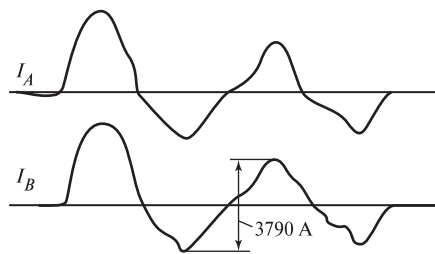


Рис. 2.7. Осциллограмма тока двухфазного самопогасающегося дугового КЗ

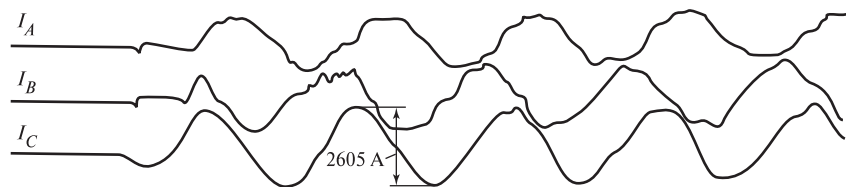


Рис. 2.8. Осциллограмма перехода дугового однофазного КЗ в вводной коробке электродвигателя в трехфазное КЗ

Анализ результатов опытов. Осциллограммы опытов дуговых трехфазных КЗ показали, что форма кривой тока отличается от синусоидальной, причем в большей степени это характерно для случаев инициирования дуги, приведенных на рис. 2.3, *а*, *б*, *в*.

Несинусоидальность формы кривой тока трехфазного КЗ обусловлена не только сложным нелинейным характером переходного сопротивления в месте дугового КЗ, но и (в большей степени) взаимным влиянием фазных дуговых процессов двух последовательно горящих дуг между фазами *AB* и *BC*. В разных фазах могут происходить кратковременные мгновенные погасания дуги продолжительностью в полпериода (см. например, рис. 2.5, *а* и 2.6, *а*) и изменения напряжения на дуге в этих случаях имеют сложный характер. Так как возникает несимметричное трехфазное КЗ с дугой, то вследствие разных значений фазных напряжений в месте КЗ в трехфазной системе происходит смещение нейтрали.

Осциллограммы показали, что форма и амплитуда фазного тока дугового КЗ в каждом полупериоде несколько отличны друг от друга, и каждый полупериод горения дуги одного и того же замыкания может рассматриваться как самостоятельный процесс во времени. Это объясняется тем, что при прохождении тока фазы через нулевое значение дуга не гаснет. Напряжение на дуге меняет свой знак и дальнейшее развитие дуги происходит теперь при других условиях, характеризующихся либо увеличением расстояния между шиной и закорачивающей перемычкой, либо разрушением перемычки и т.п.

Несмотря на это, сравнение амплитудных значений тока одной и той же фазы при дуговом КЗ показывает, что при установившемся КЗ в течение трех-четырех периодов амплитудой тока КЗ с небольшой погрешностью, можно считать ее среднее значение. Это позволяет характеризовать дугу, при расчетах токов КЗ, постоянным активным сопротивлением, зависящим от тока дуги и междуфазного расстояния. Вместе с тем сравнение амплитудных значений тока дугового КЗ с амплитудным значением тока металлического КЗ

одной и той же цепи и для одного и того же момента времени указывает во многих случаях на значительный их разброс, поэтому при определении соотношения токов металлического и дугового КЗ последние не могут быть представлены средними амплитудными значениями. При обработке результатов опытов было принято анализировать отдельно каждый полупериод дугового замыкания.

Обработка осциллограмм производилась в целях определения токов при дуговом и металлическом КЗ и степени уменьшения тока КЗ, при дуговых КЗ по сравнению с металлическим. В проведенных 380 опытах дуговых КЗ получено 7555 полупериодов тока. Обработка осциллограмм выполнялась с помощью программ для ЭВМ, позволяющих осуществлять полуавтоматизированный пересчет амплитудных значений токов и напряжений, определенных по осциллограмме в именованные единицы, а также определять коэффициент снижения тока при дуговом КЗ по сравнению с металлическим КЗ. Значения коэффициента снижения тока КЗ (K_d) определялись для каждого полупериода короткого замыкания в каждой фазе. Для нахождения закона распределения K_d определялась вероятность нахождения значения K_d в выбранном интервале выборки из базы данных, которой являлись значения K_d , рассчитанные для каждого из 7555 полупериодов. Выборки значений K_d производились для заданной мощности питающего трансформатора, типа КЗ (трехфазное или однофазное), вида КЗ (дуговое или металлическое), диапазона сопротивлений цепи КЗ, тока металлического КЗ, предшествующего группе опытов дуговых КЗ. Затем определялась вероятность каждого значения K_d и строилась функция распределения $P_{к.д} = f(K_d)$. В целом программа анализировала произвольные выборки, строила гистограммы, определяла среднее значение, дисперсию, критерии нормальности, рассчитывала погрешности среднего значения и погрешности выборочного значения среднеквадратичного отклонения. Математическое обеспечение статистической обработки и примеры расчетов приведены в Приложении.

В результате обработки осциллограмм были рассчитаны вероятностные характеристики степени влияния устойчивой электрической дуги на ток КЗ. Характеристики представляют собой зависимости коэффициента K_d от тока металлического КЗ $\bar{K}_d = f(I_{п0 м})$ и от полного сопротивления цепи КЗ $\bar{K}_d = f(Z_k)$ для начального и произвольного моментов устойчивого дугового КЗ (рис. 2.9).

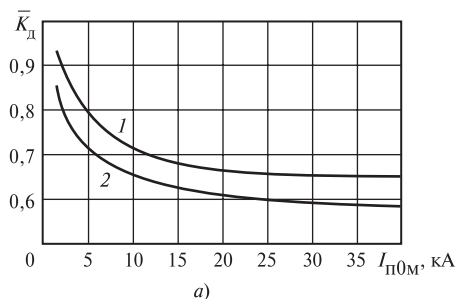
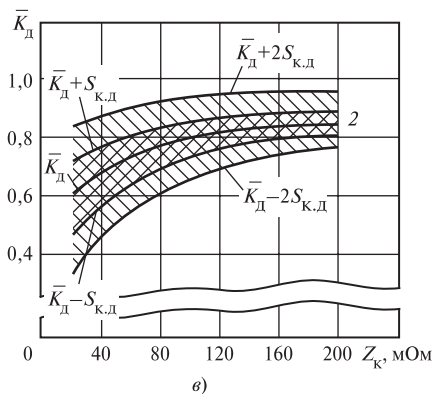
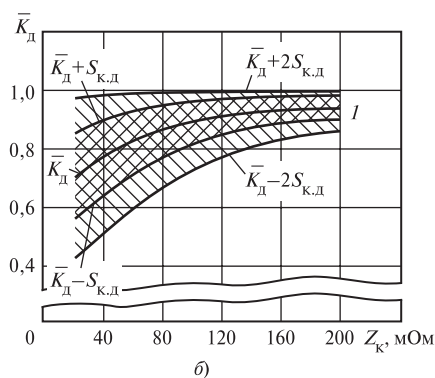


Рис. 2.9. Зависимость коэффициента $\bar{K}_d$ от тока (а) и полного сопротивления цепи КЗ (б, в) начального (кривая 1) и произвольного (кривая 2) моментов металлического КЗ:
 $S_{к.д}$ — доверительный интервал



Зависимость $\bar{K}_d = f(Z_k)$ позволяет оценить достоверность расчетов, используя расчетный доверительный интервал $S_{к.д}$. Так, при определении K_d по кривым $K_d = \bar{K}_d \pm S_{к.д}$ уровень доверия соответствует примерно 68 %, по кривым $K_d = \bar{K}_d \pm 2S_{к.д}$ — 95 %. Выбор расчетной кривой $\bar{K}_d = f(Z_k)$ зависит от поставленной задачи.

Для расчетов вероятных максимальных и минимальных значений токов КЗ кривые зависимости средних значений коэффициента $\bar{K}_d = f(Z_k)$ описаны выражениями (2.8) и (5.2), а кривые доверительного интервала $S_{к.д} = f(Z_k)$, ограничивающие зону вероятностного изменения тока дугового КЗ, в виде следующих полиномов.

Для начального момента КЗ:

$$S_{к.д \max} = 0,788 + 0,35 \cdot 10^{-2} \underline{Z}_k - 0,21 \cdot 10^{-4} \underline{Z}_k^2 + 0,45 \cdot 10^{-7} \underline{Z}_k^3;$$

$$S_{к.д \min} = 0,458 + 0,557 \cdot 10^{-2} \underline{Z}_k - 0,247 \cdot 10^{-4} \underline{Z}_k^2 + 0,39 \cdot 10^{-7} \underline{Z}_k^3.$$

Для установившегося КЗ:

$$S_{\text{к.д max}} = 0,661 + 0,319 \cdot 10^{-2} \underline{Z}_{\text{к}} - 0,127 \cdot 10^{-4} \underline{Z}_{\text{к}}^2 + 0,13 \cdot 10^{-7} \underline{Z}_{\text{к}}^3;$$

$$S_{\text{к.д min}} = 0,339 + 0,745 \cdot 10^{-2} \underline{Z}_{\text{к}} - 0,484 \cdot 10^{-4} \underline{Z}_{\text{к}}^2 + 0,13 \cdot 10^{-7} \underline{Z}_{\text{к}}^3.$$

2.2. Разработка математической модели дугового КЗ

Практически любое короткое замыкание в электроустановках низкого напряжения происходит через электрическую дугу. Для КЗ без электрической дуги (или металлического КЗ) необходимы определенные условия: плотное соприкосновение аварийных электродов, наличие специальной контактной поверхности и интенсивный отвод тепла от места контакта. При реальных КЗ такие условия практически отсутствуют.

Проведение многочисленных опытов КЗ через дугу в лабораторных [9—11] и натурных условиях [19] показало, что наибольшую опасность для электрооборудования представляет термическое воздействие дуги КЗ, но важным эффектом дуги является ее токоограничивающее действие.

Ввиду недостаточности опытных данных для выработки практических рекомендаций по учету электрической дуги, экспериментальные исследования необходимо дополнить теоретическими исследованиями развития дуговых КЗ во времени.

Учесть все условия, определяющие горение дуги, практически невозможно вследствие их многообразия и сложности связей, имеющих вероятностный характер. Однако получение общих закономерностей горения дуги очень важно, так как на их основе могут быть правильно определены требования к чувствительности и быстродействию защиты, термической и пожарной стойкости кабельных линий и выявлены рациональные рекомендации по конструкции электрических аппаратов и шинопроводов.

Важным фактором, сопровождающим КЗ, является токоограничивающий эффект, вызванный увеличением активного сопротивления проводников вследствие их нагрева током КЗ (тепловой спад тока КЗ). Очевидно, что в процессе развития дугового КЗ одновременно проявляется и тепловой спад тока КЗ. Поэтому возникла необходимость определить степень взаимного влияния этих явлений и уточнить рекомендации, приведенные в [2], о необходимости одновременного учета влияния электрической дуги и увеличения активного сопротивления проводников при расчетах минимального значения тока КЗ.

Модель дугового КЗ. Математическая модель электродуговой системы представляет собой систему дифференциальных и алгебраических уравнений, описывающих процесс развития во времени открытой электрической дуги при устойчивом и самопогасающемся дуговом КЗ, а также увеличение активного сопротивления проводников при нагреве их током КЗ.

Исследования и анализ динамических характеристик дуги постоянного и переменного токов возможны на основе аналитической модели нестационарной дуги. К первым работам этого направления относятся фундаментальные работы Майра и Кэсси [20], поскольку предложенная в них отвлеченная модель динамической дуги и разработанные на ее основе методы расчета динамики цепей постоянного и переменного токов с дугой лежат в основе всех известных работ в области динамических систем с дугой.

Динамические характеристики электрической дуги Майра и Кэсси определяются из интегрального уравнения баланса энергии динамической дуги:

$$\frac{dH(\tau)}{d\tau} = u_d i - P_n(\tau), \quad (2.1)$$

где $H(\tau)$ — теплосодержание плазмы столба дуги и материала электродов; $u_d i$ — мгновенное значение мощности дуги; $P_n(\tau)$ — тепловые потери в окружающей среде.

Уравнение (2.1) является нелинейным потому, что функции $H(\tau)$ и $P_n(\tau)$ зависят от тока и напряжения дуги. Решение его в общем виде не представляется возможным. Однако при анализе динамических характеристик и устойчивости дуги уравнение (2.1) может быть линеаризовано, например при $P_n(\tau) = \text{const}$ [20].

Предложенная Майром модель линеаризованной динамической дуги легла в основу всех дальнейших работ в области исследования динамики и устойчивости цепей с дугой постоянного и переменного токов для коммутационных аппаратов, в сварочных установках и т.п. При расчете цепей переменного тока с электрической дугой обычно принималось, что кривая напряжения в полупериоде изменения тока имеет прямоугольную форму [$u_d(t) = \text{const}$].

Анализ расчетных моделей дуги [21—23] показал, что многие из них имеют частный характер и относительно узкую область применения. Несмотря на описание динамических режимов дуги дифференциальными нелинейными уравнениями, модели электрической дуги часто имеют нереальный характер.

Оценку значения тока КЗ в электродуговой системе осуществляют, исследовав устойчивость горения дуги, питаемой от источника переменного тока. Эта задача решается с помощью дифференциальных уравнений и сводится к исследованию периодически нестационарной системы. Так, для активно-индуктивной цепи при использовании обобщенной динамической модели электрической дуги [24] система имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \theta \frac{dg}{dt} &= -g + \frac{i}{f(i)}; \\ L \frac{di}{dt} &= -ri - \frac{i}{g} + E_m \sin \omega t, \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

где $f(i)$ — статическая вольт-амперная характеристика; g — проводимость; i — ток; t — время, которое является пространственной координатой состояния дуги; θ — температура дуги; L, r — индуктивность и активное сопротивление системы; $E_m \sin \omega t$ — синусоидальная ЭДС источника системы.

Анализ системы проводится в два этапа. Сначала приближенно исследуется периодический режим, затем переход тока через нулевое значение, т.е. при повторном зажигании дуги. Для анализа периодического режима может быть применен метод гармонической линеаризации. Однако в обобщенной динамической модели дуги не учитываются многие факторы и явления, сопровождающие дуговое КЗ.

В более полных моделях дуги, например [23], отражены в разной степени физические и электродинамические явления дугового процесса: перенос энергии из ламинарной зоны в турбулентную и далее в окружающую среду, движение дуги под воздействием различных сил и электрическое состояние дуги с учетом параметров питающей сети. Модель дуги представляет собой систему алгебраических и дифференциальных уравнений высокого порядка, что вызывает значительные трудности даже при ее реализации на ЭВМ.

Математическое моделирование электрической дуги осложняется также отсутствием достоверных теплофизических и других характеристик, которые могут быть получены только экспериментально. Такие модели чаще всего применяются для теоретических исследований дугового процесса и не применяются в практических расчетах режимов дуговых КЗ систем электроснабжения.

При моделировании дуги, отвечающей реальным условиям КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ, в настоящей работе использован кибернетический метод [24]. В соответствии с этим методом идентификация дуги проводится на базе обобщенных опытных данных (представленных, например, в виде вероятностных характе-

ристик) с априорно заданной структурой модели, определяющей порядок дифференциальных уравнений и вид нелинейности.

Электрическая дуга характеризуется напряжением, током, активным сопротивлением, длиной и скоростью изменения, определяющими ее энергетическое состояние и пространственное положение.

Математическая модель электродуговой системы в общем виде включает систему дифференциальных и алгебраических уравнений, которая решается численным методом Рунге—Кутты 4-го порядка.

Расчеты режимов КЗ с помощью модели дуговой системы переменного тока, в которой переходные процессы описывались мгновенными значениями в соответствии с известными дифференциальными уравнениями, а режим КЗ исследовался по этапам, связанным с полупериодами постоянного знака, оказались достаточно трудоемкими. Поэтому ток в цепи КЗ как и некоторые другие параметры режима определяются в модели не мгновенными, а действующими значениями переменного тока. Это объясняется практической направленностью решаемой задачи (для анализа процесса не требуются мгновенные значения тока), а также превышением постоянных времени инерционных процессов в короткозамкнутой цепи над продолжительностью периода переменного тока.

Модель самопогасающегося дугового КЗ. Электрическая дуга при самопогасающемся дуговом КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ развивается при значительных междуфазных расстояниях (примерно 4—40 см) и средних значениях тока КЗ (примерно 3—20 кА). Самопогасание дуги происходит вследствие разрушения токопроводящего канала под воздействием электродинамических сил и радиальной диффузии. Продолжительность горения дуги изменяется в зависимости от условий ее появления и, достигнув критической длины до момента отключения цепи, дуга погасает без повторного зажигания.

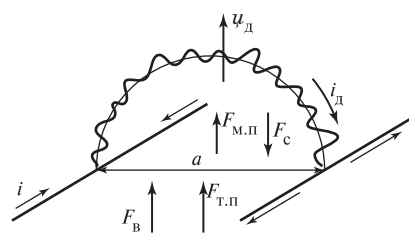


Рис. 2.10. Схема развития дугового КЗ:
a — междуфазное расстояние

В соответствии с исследованиями [25] длина электрической дуги в начальный момент КЗ принимается равной междуфазному расстоянию. Далее под воздействием электродинамических сил средняя часть столба дуги в виде гибкого проводника, опорные точки которого практически неподвижны, удлиняется в форме части окружности (рис. 2.10).

В результате проведенных исследований принято, что изменение длины дуги во времени в электроустановках до 1 кВ происходит при воздействии следующих электродинамических сил: взаимодействия тока дуги с окружающими ее магнитным полем ($F_{м.п.}$), собственными тепловыми потоками ($F_{т.п.}$), сопротивлением воздуха движению газового столба дуги (F_c), воздействия ветра (F_v). Характер изменения дуги во времени описан дифференциальным уравнением:

$$dl_d/dt = 16V_d^2(t)t/3 \left[a^2 + 4 \left(V_d(t) \right)^2 \right], \quad (2.3)$$

где a — междуфазное расстояние, м; $V_d(t)$ — результирующая скорость удлинения открытой дуги, определяемая суммой векторов ее составляющих:

$$\underline{V}_d = \underline{V}_{д.м.п} + \underline{V}_{д.т.п} + \underline{V}_{д.в} + \underline{V}_{д.с.в}, \quad (2.4)$$

где $\underline{V}_{д.м.п}$ — скорость столба дуги под воздействием магнитного поля проводников; $\underline{V}_{д.т.п}$ — скорость от действия теплового потока; $\underline{V}_{д.в}$ — скорость дуги под действием ветра; $\underline{V}_{д.с.в}$ — скорость от сопротивления воздуха движению дуги.

Скорость удлинения столба дуги под воздействием магнитного поля проводников определяется

$$\underline{V}_{д.м.п} = 0,412 \left\{ \left\{ I_d^2(t)/2\pi d \left\{ 1 + 0,4 \left[I_d^2(t)/(2\pi a) \right]^{0,3} \right\}^2 \right\} \right\}^{1/3}. \quad (2.5)$$

Значения скорости подъема дуги, увлекаемой собственным тепловым потоком, принимаются в соответствии с рекомендациями [34]. Скорость ветра при расчетах дуговых КЗ в открытых электроустановках имеет вероятностный характер и принимается постоянной величиной в течение КЗ.

Принимая за основу исследований положение о независимости падения напряжения на дуге от тока КЗ, т.е. напряжение на дуге в течение полупериода постоянно (см. рис. 2.4, 2.6), активное сопротивление дуги, мОм, для произвольного момента времени определяется по экспериментальной формуле, приведенной в [11] и преобразованной к виду

$$R_{дt} = 0,157 \sqrt{l_{дt}} / I_{дt}^{0,85}, \quad (2.6)$$

где $l_{дt}$ — длина дуги, м; $I_{дt}$ — действующее значение тока в дуге, кА.

Адекватность разработанной модели дуги реальному дуговому процессу базируется на удовлетворительном совпадении расчетных и экспериментальных данных (см. § 2.3).

Модель устойчивого дугового КЗ. Экспериментальные исследования устойчивого дугового КЗ показали, что в общем случае следует рассматривать закрытую электрическую дугу, которая развивается в стесненных условиях (замыкания в кабелях, автоматических выключателях, в вводных коробках электродвигателей, межвитковые замыкания и др.) и открытую электрическую дугу (шинопроводы, замыкания в местах подсоединения силовых кабелей, воздушные линии и др.).

При исследовании устойчивого закрытого дугового КЗ предполагается, что дуга стабилизирована в реальном пространстве, т.е. ее пространственные координаты постоянные, а изменяются лишь энергетические координаты. На базе опытов дуговых КЗ принято, что опорные точки устойчивой закрытой дуги неподвижны. Длина дуги в начальный момент КЗ равна междуфазному расстоянию, а в произвольный момент КЗ увеличивается под воздействием электродинамических сил и затем остается неизменной.

В качестве упрощенной модели *устойчивой закрытой дуги* используется разработанная выше модель самопогасающей дуги, в которой принято: $l_{dt} = 3a$ при $a \leq 3$ см и $l_{dt} = a$ при $a > 3$ см, где a — междуфазное расстояние, или модель, разработанная на базе экспериментальных данных. В этом случае активное сопротивление устойчивой закрытой дуги определяется по выражению:

$$R_{dt} = \sqrt{\frac{U_{\text{ср.ном}}^2}{3I_{\text{к.м}}^2 K_{dt}^2} - x_{1\Sigma}^2 - r_{1\Sigma t}}, \quad (2.7)$$

где $U_{\text{ср.ном}}$ — среднее номинальное напряжение сети; $x_{1\Sigma}$ — индуктивное суммарное сопротивление цепи КЗ; $r_{1\Sigma t}$ — активное суммарное сопротивление цепи КЗ с учетом его увеличения от нагрева током КЗ; $I_{\text{к.м}}$ — действующее значение тока в месте металлического КЗ; K_{dt} — среднее значение коэффициента снижения тока при дуговом КЗ, который получен экспериментально и определяется по выражению:

$$K_{dt} = 0,55 - 0,002z_{1kt} + 0,1\sqrt{z_{1kt}} - 0,123\sqrt[3]{z_{1kt}}, \quad (2.8)$$

где $z_{1kt} = \sqrt{x_{1\Sigma}^2 + r_{1\Sigma t}^2}$ — результирующее сопротивление цепи КЗ.

При анализе экспериментальных данных *устойчивой открытой дуги* установлено, что начальная скорость ее удлинения значительно

выше, чем закрытой дуги и составляет $v_{д.о} = 0,7—1$ м/с. Поэтому в упрощенной модели устойчивой открытой дуги $v_{д.о} = 1$ м/с. Использование вероятностных характеристик $K_d = f(Z_k)$ (см. рис. 2.9) позволяет рассчитать возможные максимальные и минимальные значения токов дуговых КЗ.

Тепловой спад тока КЗ вследствие нагрева проводников и увеличения их активного сопротивления учитывается при адиабатическом и неадиабатическом нагревах в соответствии с алгоритмом, приведенном в гл. 1.

Разработанные автором алгоритм и программа для ЭВМ позволяют выполнять расчеты различных режимов дуговых КЗ с учетом их вероятностных характеристик.

Программа предусматривает расчет параметров открытой электрической дуги (R_d , I_d , l_d) развивающейся при различных условиях КЗ, а также нагрев и увеличение активного сопротивления проводников.

Сравнение характера изменения расчетных кривых тока дугового КЗ с экспериментальными указывает на удовлетворительное их совпадение [см. рис. 2.12, б и 2.13, а расчетной (4) и экспериментальной (5) кривых] и обосновывает практическую адекватность приближенной модели дуговому КЗ.

2.3. Исследование влияния электрической дуги на ток КЗ

Исследования дугового КЗ проведены с учетом увеличения активного сопротивления проводников и выполнены для электроустановок напряжением 0,4 кВ с кабельными и воздушными линиями.

Чтобы исключить влияние на развитие дуги внешних факторов, сопровождающих КЗ, исследования изменения параметров дуги были выполнены для условий при КЗ на выводах источника питания (трансформатора).

Анализ расчетных кривых $R_d = f(t)$ *самопогасающейся дуги* (рис. 2.11, а) показывает, что характер изменения ее активного сопротивления зависит, в основном, от начального значения тока КЗ. Под воздействием электродинамических сил дуга растягивается с большой скоростью ($v_{д.т} = 35—10$ м/с) и к моменту времени $t_k = 0,04—0,05$ с или раньше достигает критической длины и гаснет. Сопротивление дуги интенсивно увеличивается и к моменту погасания (для указанных токов КЗ) имеет значения 100—200 мОм.

Для анализа характера изменения параметров самопогасающегося дугового КЗ в электроустановках 0,4 кВ на рис. 2.12 приведены кривые $R_d = f(t)$, $I_d = f(t)$, $l_d = f(t)$, рассчитанные при начальном

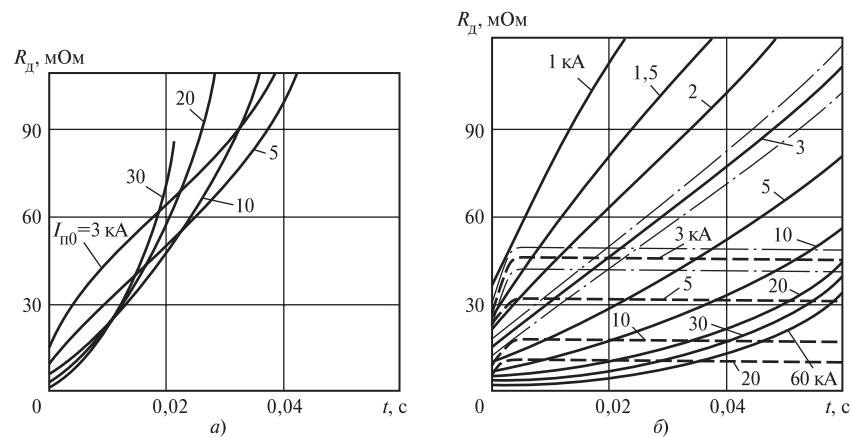


Рис. 2.11. Зависимость $R_d = f(t)$ при разных значениях I_{n0} :

a — самопогасяющая дуга; b — устойчивая закрытая (---) и открытая (—) дуги; (-·-) зона доверительного интервала

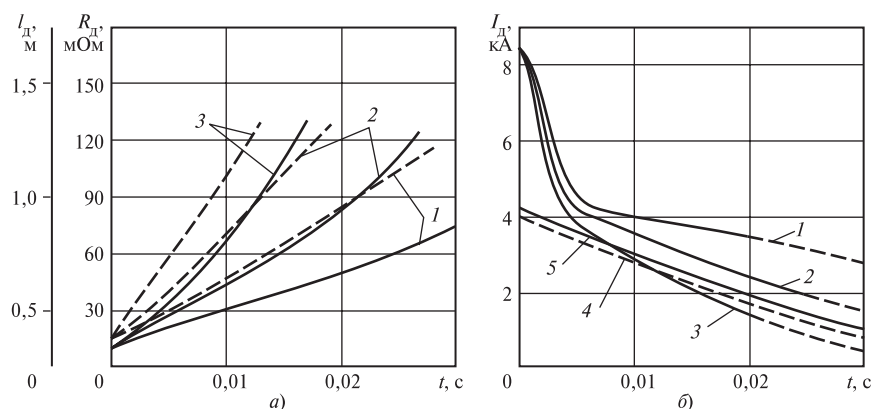


Рис. 2.12. Кривые $R_d = f(t)$, $I_d = f(t)$, $I_n = f(t)$ при самопогасяющемся дуговом КЗ на открытом шинопроводе или ВЛ ($a = 15$ см, $I_{n0} = 5$ кА) при скорости ветра:

1 — 0; 2 — 10 м/с; 3 — 25 м/с; 4 — расчет; 5 — эксперимент

действующем значении периодической составляющей тока КЗ $I_{n0} = 5$ кА, $a = 15$ см и разной скорости ветра ($v_b = 0$, $v_b = 10$ м/с, $v_b = 25$ м/с). Кривые показывают, что изменение параметров дуги в закрытой электроустановке при ($v_d = 0$) и открытой, вследствие воздействия ветра, значительно различаются. Под воздействием ветра результирующая скорость удлинения дуги увеличивается

и дуга достигает своей критической длины настолько быстро, что дуговое КЗ чаще всего имеет характер кратковременного импульса. Эффект быстрого увеличения активного сопротивления дуги даже при небольшом ветре может привести к самопогасанию дугового КЗ еще до момента отключения КЗ.

При расчете параметров *устойчивой закрытой дуги* установлено, что ее активное сопротивление практически не изменяется во времени (см. рис. 2.11, б). Статический характер горения дуги можно наблюдать обычно при малых токах и небольшой продолжительности. При больших токах ее представление в таком виде (рис. 2.11, б) имеет идеализированный характер, так как под воздействием динамических сил горение дуги сопровождается колебаниями тока и напряжения. Кроме того, статическое горение дуги не может продолжаться бесконечно. Для того чтобы поддерживать дугу следует постоянно уменьшать дуговой промежуток. В реальных условиях дуговой промежуток, наоборот, быстро увеличивается вследствие выгорания металла, что приводит к ускорению погасания.

Устойчивая открытая дуга, при КЗ в электроустановках до 1 кВ перемещается вдоль электродов и одновременно растягивается. Динамический характер устойчивого горения наблюдается при скорости удлинения дуги 0,7—1 м/с. Критическая длина дуги достигается к моменту времени горения 0,6—0,7 с. Сопротивление дуги изменяется более медленно, чем при самопогасающемся дуговом КЗ (см. рис. 2.11, б).

На рис. 2.13 и 2.14 приведены результаты исследования влияния различных факторов на развитие устойчивой открытой дуги. На рис. 2.13, а, б приведены кривые $I_d = f(t)$, $R_d = f(t)$, $I_d = f(t)$ при КЗ на открытом шинопроводе и ВЛ 0,4 кВ. Результаты отражают различные расчетные условия КЗ, а именно: начальные значения тока КЗ ($I_{п0} = 5$, $I_{п0} = 10$ кА), междупазные расстояния для открытых электроустановок ($a = 0,15$, $a = 0,4$ м), воздействие ветра при разной его скорости ($v_v = 0$, $v_v = 10$ м/с и $v_v = 25$ м/с).

Анализ результатов расчета показывает, что изменение тока дугового КЗ (I_d) определяется изменением параметров дуги. После резкого затухания аperiodической составляющей тока КЗ, степень затухания периодической составляющей тока КЗ определяется междупазным расстоянием, изменением длины и активным сопротивлением дуги, а также начальным значением тока КЗ источника питания. Большим значениям тока КЗ соответствуют меньшие значения R_d . Так, для момента времени $t_k = 0,5$ с при $I_{п0} = 5$ кА; $R_d = 67,2$ мОм, при $I_{п0} = 10$ кА $R_d = 45$ мОм.

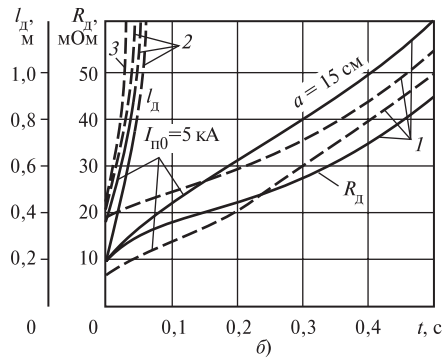
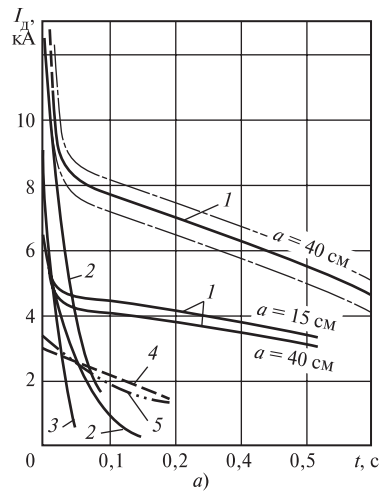


Рис. 2.13. Кривые $I_d = f(t)$, $R_d = f(t)$ и $I_d = f(t)$ при устойчивом дуговом КЗ на открытом шинопроводе или ВЛ 0,4 кВ ($a = 15$ и 40 см; $I_{п0} = 5$ и 10 кА) при скорости ветра:

I — 0; 2 — 10 м/с; 3 — 25 м/с; 4 — расчет; 5 — эксперимент; (— · —) — зона вероятностного отклонения

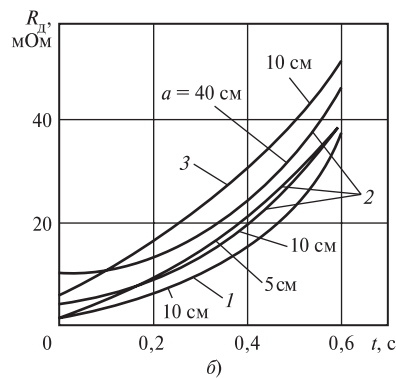
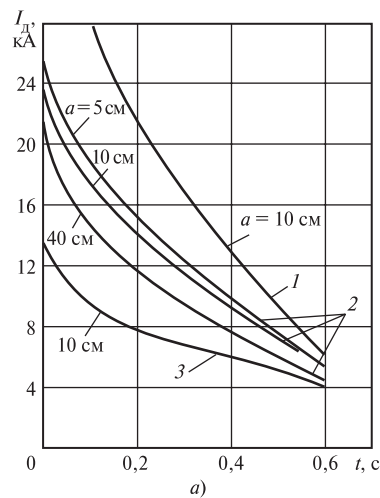


Рис. 2.14. Кривые $I_d = f(t)$ и $R_d = f(t)$ при различном междуфазном расстоянии a и $I_{п0 д}$:

I — 35 кА; 2 — 20 кА; 3 — 10 кА

Как показали исследования, на динамическое развитие дуги в открытых электроустановках, например воздушных линиях (ВЛ), большое влияние оказывает воздействие ветра. Скорость ветра может изменяться в достаточно широких пределах и значительно

увеличивать длину дуги. На рис. 2.13 показано изменение кривых $I_d = f(t)$, $I_d = f(t)$ и $R_d = f(t)$, отражающих воздействие на дугу ветра, имеющего скорость $v_b = 10$ м/с и $v_b = 25$ м/с. Сравнение этих кривых с кривыми, полученными при $v_b = 0$, показывает, что под влиянием ветра дуга может погаснуть (для принятых расчетных условий) практически к моменту времени $t_k = 0,05$ с ($v_b = 10$ м/с) или к моменту времени $t_k = 0,025$ с ($v_b = 25$ м/с), достигнув критической длины 1—1,2 м.

В закрытых электроустановках влияние длины дуги на КЗ зависит от междуфазного расстояния. Поэтому важным для расчетов является оценка влияния начального значения длины на КЗ. На рис. 2.14. приведены кривые $I_d = f(t)$ и $R_d = f(t)$, отражающие влияние междуфазного расстояния на параметры устойчивого дугового КЗ. При междуфазных расстояниях до 10 см и $t_k \leq 0,1$ с (для одного и того же значения $I_{п0}$) влияние изменения величины a на сопротивление дуги незначительно. Так, при $I_{п0} = 20$ кА, несмотря на различные значения a и R_d в начальный момент КЗ, сопротивление дуги к моменту времени $t_k = 0,1$ с во всех расчетных случаях достигает примерно 6 мОм и далее кривые практически совпадают (рис. 2.14, б). Аналогичные результаты были получены и при других значениях тока КЗ. Это указывает на то, что при расчете токов КЗ вызванных пробоем междуфазной изоляции кабельных линий, междуфазные расстояния которых составляют 1,6—4,8 мм, а также при КЗ на шинопроводах типов (ШМА и ШРА, $a = 10$; $a = 45$ мм) значением междуфазного расстояния можно пренебречь, так как длина дуги к моменту времени $t_k \approx 0,1$ с изменяется незначительно.

При устойчивом открытом дуговом КЗ влияние междуфазного расстояния заметно проявляется при $a \geq 10$ см, что имеет место при КЗ на шинопроводах, в комплектных трансформаторных подстанциях (КТП), в местах подключения кабелей или на ВЛ. Сравнение кривых $R_d = f(t)$ и $I_d = f(t)$ при $a = 5$ и $a = 40$ см (рис. 2.14) подтверждают этот вывод.

При устойчивом закрытом дуговом КЗ длина дуги практически не изменяется во времени и зависит от междуфазного расстояния. Поэтому характер изменения параметров дугового КЗ в большей степени определяется значением междуфазного расстояния электроустановки (см. например, рис. 2.15, б).

2.4. Исследование теплового спада тока при дуговых КЗ

Адиабатический нагрев. Исследование адиабатического нагрева силовых кабелей, выполнено для условий металлического КЗ, для КЗ через устойчивую закрытую дугу и через устойчивую открытую дугу, а также для дугового самопогасающегося КЗ. На рис. 2.15, а приведены кривые изменения коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей с алюминиевыми жилами различного сечения ($s = 150 \text{ мм}^2$ при $I_{\text{п0}} = 20 \text{ кА}$ и $s = 16 \text{ мм}^2$ при $I_{\text{п0}} = 10 \text{ кА}$) для условий металлических и устойчивых дуговых КЗ.

Анализ изменения кривых $K_{\text{э}} = f(t)$ показывает, что в одних и тех же условиях КЗ наибольшее увеличение активного сопротивления жилы кабеля имеет место при металлическом КЗ. При дуговом КЗ ограничение тока активным сопротивлением дуги приводит к снижению температуры нагрева кабеля и меньшему увеличению его активного сопротивления по сравнению с металлическим КЗ. Характер изменения коэффициента $K_{\text{э}}$ во времени зависит от изменения активного сопротивления дуги. При устойчивом закрытом дуговом КЗ, кривая $K_{\text{э}} = f(t)$ смещается вниз (рис. 2.15, а). При устойчивом открытом дуговом КЗ, вследствие увеличения активного сопротивления дуги во времени, изменение коэффициента $K_{\text{э}}$ имеет более сложный характер.

В свою очередь увеличение активного сопротивления жил кабеля при КЗ оказывает влияние на развитие электрической дуги. Это

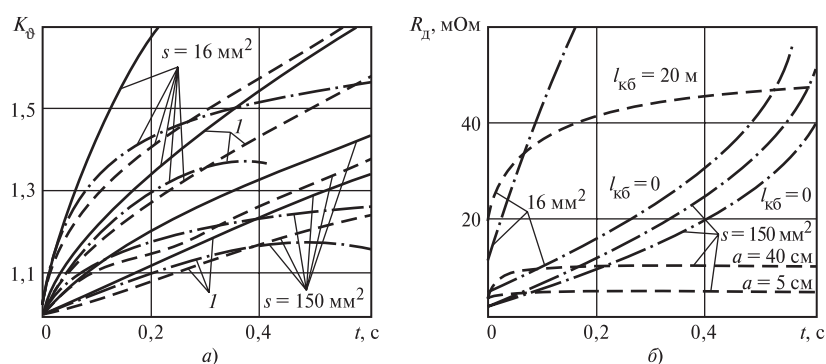


Рис. 2.15. Кривые $K_{\text{э}} = f(t)$ и $R_{\text{д}} = f(t)$ при металлическом КЗ (—); при КЗ через устойчивую дугу (---) и через устойчивую открытую дугу (- · -) в электроустановке с кабельными линиями:

I — с учетом теплоотдачи

подтверждают приведенные на рис. 2.15, б кривые $R_d = f(t)$, полученные с учетом изменения активного сопротивления кабелей.

Степень взаимного влияния изменения активного сопротивления проводников и электрической дуги объясняется их зависимостью от тока КЗ ($K_{\vartheta t} \equiv I_{\kappa t}^2$; $R_{dt} \equiv 1/I_{dt}^{0,8}$). Характер изменения сопротивления дуги при КЗ в электроустановках с кабельными линиями зависит от сечения и длины короткозамкнутого кабеля, а также начального значения тока КЗ источника питания (трансформатора).

На рис. 2.16, б приведена зависимость R_d и K_{ϑ} от длины короткозамкнутой кабельной линии: при увеличении длины кабеля его активное сопротивление при КЗ уменьшается, а активное сопротивление дуги увеличивается. Причем степень изменения указанных параметров различна в зависимости от типа КЗ и поперечного сечения жил кабеля. При небольшой продолжительности КЗ (до 0,1—0,2 с), при КЗ через устойчивую открытую дугу влиянием теплового спада тока КЗ для определенных условий КЗ можно пренебречь.

Для оценки возможного повышения точности расчетов в зависимости от вида КЗ и способа учета влияющих на ток КЗ факторов в табл. 2.2 приведены результаты расчетов для металлического и дуговых КЗ на различных кабельных линиях. В табл. 2.2 также приведены значения относительной погрешности расчета (δ , %), полученной при сравнении периодической составляющей тока металлического КЗ ($I_{п0} = I_{пт}$) в произвольный момент времени с током КЗ ($I_{пт}$), вычисленным при учете факторов, сопровождающих реальное КЗ.

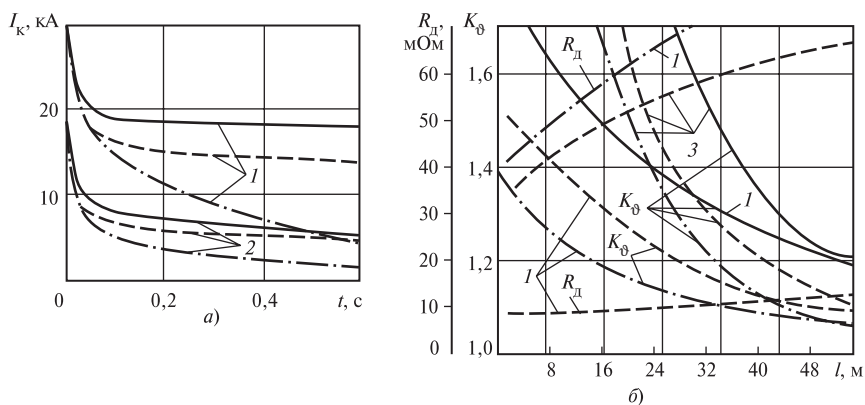


Рис. 2.16. Кривые $I_{\kappa} = f(t)$, $R_d = f(I_{\kappa t})$ и $K_{\vartheta} = f(I_{\kappa t})$ при металлическом КЗ (—); при КЗ через устойчивую закрытую (---) и открытую дугу (- · -) на кабельных линиях $s = 150 \text{ мм}^2$ (1); $s = 50 \text{ мм}^2$ (2) и $s = 16 \text{ мм}^2$ (3) при $t_{\kappa} = 0,6 \text{ с}$

Таблица 2.2

Результаты расчета КЗ

Расчетные условия КЗ	$s = 150 \text{ мм}^2; l_{\text{кб}} = 15 \text{ м};$ $a = 10 \text{ см}; t_{\text{к}} = 0,3 \text{ с}$	$s = 16 \text{ мм}^2; l_{\text{кб}} = 20 \text{ м};$ $a = 10 \text{ см}; t_{\text{к}} = 0,3 \text{ с}$
Металлическое КЗ	$I_{\text{п0}} = I_{\text{пt}} = 17,7 \text{ кА}$	$I_{\text{п0}} = I_{\text{пt}} = 2,8 \text{ кА}$
Металлическое КЗ с учетом $K_{\text{э}}$	$I_{\text{пt}} = 17,4 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,29 \text{ кА};$ $\delta = 5,7 \%$	$I_{\text{пt}} = 2,15 \text{ кА};$ $K_{\text{эt}} = 1,85 \text{ кА}; \delta = 30 \%$
КЗ через устойчивую открытую дугу	$I_{\text{пt}} = 12,06 \text{ кА};$ $R_{\text{дt}} = 14,7 \text{ мОм}; \delta = 46,8 \%$	$I_{\text{пt}} = 2,7 \text{ кА}; R_{\text{дt}} = 20,1 \text{ кА};$ $\delta = 3,7 \%$
КЗ через устойчивую открытую дугу при раздельном учете $K_{\text{эt}}$ и $R_{\text{дt}}$	$I_{\text{пt}} = 9,7 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,29;$ $R_{\text{дt}} = 14,7 \text{ мОм}; \delta = 82,5 \%$	$I_{\text{пt}} = 2,05 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,85;$ $R_{\text{дt}} = 20,1 \text{ мОм}; \delta = 36 \%$
КЗ через устойчивую открытую дугу с учетом взаимного влияния $K_{\text{эt}}$ и $R_{\text{дt}}$	$I_{\text{пt}} = 8,5 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,17;$ $R_{\text{дt}} = 19,8 \text{ мОм}; \delta = 108 \%$	$I_{\text{пt}} = 1,93 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,58;$ $R_{\text{дt}} = 28,4 \text{ мОм}; \delta = 45 \%$
КЗ через устойчивую закрытую дугу при раздельном учете $K_{\text{эt}}$ и $R_{\text{дt}}$	$I_{\text{пt}} = 16,3 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,29;$ $R_{\text{дt}} = 2,9 \text{ мОм}; \delta = 8,5 \%$	$I_{\text{пt}} = 2,3 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,85;$ $R_{\text{дt}} = 9,5 \text{ мОм}; \delta = 22 \%$
КЗ через устойчивую закрытую дугу с учетом взаимного влияния $K_{\text{эt}}$ и $R_{\text{дt}}$	$I_{\text{пt}} = 14,8 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,22;$ $R_{\text{д0}} = 2,9 \text{ мОм}; R_{\text{дt}} = 5 \text{ мОм};$ $\delta = 19,6 \%$	$I_{\text{пt}} = 2,1 \text{ кА}; K_{\text{эt}} = 1,9;$ $R_{\text{д0}} = 9,5 \text{ мОм};$ $R_{\text{дt}} = 26,1 \text{ мОм}; \delta = 33 \%$

Примечание. $R_{\text{д0}}, R_{\text{дt}}$ — сопротивление дуги в начальный и произвольный моменты КЗ соответственно; $K_{\text{эt}}$ — коэффициент увеличения активного сопротивления кабеля к моменту времени КЗ $t_{\text{к}} = 0,3 \text{ с}$.

Анализ результатов расчета КЗ для кабельных линий показывает, что они значительно отличаются и зависят от вида КЗ, способов учета (взаимного или раздельного), степени увеличения активного сопротивления кабелей и характера изменения сопротивления дуги. При КЗ на кабельных линиях большого сечения (более 120 мм^2) характер изменения тока в месте КЗ определяется активным сопротивлением дуги, для малых сечений кабеля — степенью увеличения их активного сопротивления.

Можно считать, что наиболее достоверные результаты получены при учете взаимного влияния процесса увеличения активного сопротивления кабеля и изменения сопротивления дуги. При расчете токов КЗ, когда коэффициент $K_{\text{э}}$ и сопротивление дуги $R_{\text{д}}$ определены без учета их взаимного влияния, погрешность расчета, по сравнению с учетом их взаимного влияния, для силового кабеля с алюминиевыми жилами сечением $s = 150 \text{ мм}^2$ составляет 14 % при

КЗ через устойчивую открытую дугу и 10 % при КЗ через закрытую дугу; для кабеля сечением $s = 16 \text{ мм}^2$ — 6,2 % при КЗ через открытую дугу и 9,5 % при КЗ через закрытую дугу.

Неадиабатический нагрев жил кабелей. Оценка теплового спада тока КЗ при неадиабатическом нагреве с учетом теплоотдачи в изоляцию жил кабеля выполнена для условий металлического и дугового КЗ (см. рис. 2.15, а).

Анализ расчетов показывает, что наибольшее влияние теплоотдачи проявляется для силовых кабелей малых сечений (до 25—35 мм²). Так, при металлическом КЗ на кабеле с алюминиевыми жилами $s = 16 \text{ мм}^2$ значение коэффициента K_9 к моменту времени $t_k = 0,2 \text{ с}$ при адиабатическом нагреве составляет 1,7; при неадиабатическом нагреве — 1,33. Завышение коэффициента K_9 при неучете теплоотдачи составляет 27 %. При дуговых КЗ эффект теплоотдачи приводит к уменьшению теплового спада тока КЗ еще в большей степени (см. рис. 2.12. а).

Учет теплоотдачи особенно необходим при оценке термической стойкости и невозгораемости кабельных линий при КЗ. Неучет теплоотдачи для силовых кабелей напряжением до 1 кВ приводит к значительным погрешностям, которые увеличиваются с ростом продолжительности КЗ. Например, при оценке термической стойкости и невозгораемости кабеля 0,4 кВ с алюминиевыми жилами сечением $s = 16 \text{ мм}^2$, $l_{\text{кб}} = 20 \text{ м}$ при начальном значении периодической составляющей тока КЗ $I_{\text{п0}} = 10 \text{ кА}$ для $t_k = 0,15 \text{ с}$ при адиабатическом нагреве $\vartheta_{\text{кн}} = 165 \text{ }^\circ\text{С}$, при неадиабатическом нагреве $\vartheta_{\text{кн}} = 104 \text{ }^\circ\text{С}$ (58,6 %); для $t_k = 0,6 \text{ с}$ при адиабатическом нагреве $\vartheta_{\text{кн}} = 341 \text{ }^\circ\text{С}$ при неадиабатическом нагреве — $\vartheta_{\text{кн}} = 207 \text{ }^\circ\text{С}$ ($\delta = 65 \text{ \%}$).

В реальных условиях КЗ влияние эффекта увеличения активного сопротивления кабелей 0,4 кВ может привести к снижению тока КЗ на 50—60 %. Для учета влияния этого эффекта построены кривые зависимости коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей с алюминиевыми и медными жилами от тока КЗ при различных значениях продолжительности КЗ (рис. 2.17, 2.18). Аналогичные кривые приведены [2, 27].

В качестве примеров применения полученных результатов можно рассмотреть случаи влияния теплового спада тока КЗ в кабелях, отходящих от вторичных сборок 0,4 кВ типа РТЗО в системе собственных нужд ТЭС. Вследствие отсутствия селективных автоматических выключателей с уставкой отсечки меньше 480 А автоматические выключатели на вводе сборок РТЗО оборудуются только расцепителями с зависимыми характеристиками. Время действия расцепителей зависит от значения полного тока КЗ $I_{\text{к0}}$, протекающего через автоматический выключатель, и определяется по харак-

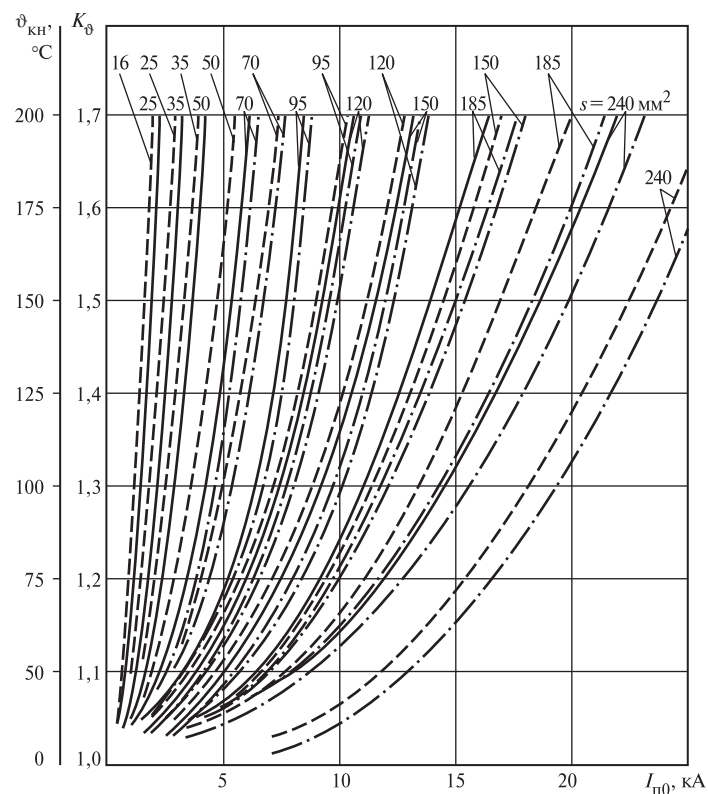


Рис. 2.17. Зависимости температуры и коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей различных сечений с алюминиевыми жилами от тока дугового устойчивого КЗ при продолжительностях КЗ 1,5 с (сплошные линии) и 1,0 с (штриховые линии); штрих-пунктирные линии — при неадиабатическом нагреве той же продолжительности)

теристике расцепителя. Так как при нагревании кабеля ток уменьшается во времени, то в действительности зависимый расцепитель срабатывает в момент времени превышающий установленный, что может привести к возгоранию кабеля. Пожарная безопасность кабелей в этом случае обеспечивается только увеличением сечения кабелей. Программа для ЭВМ, а также расчетные кривые (например, рис. 2.17) позволяют определить температуру кабеля в произвольный момент времени и тем самым оценить условия пожарной безопасности кабеля при КЗ.

При определении параметров релейной защиты воздушных линий 0,4 кВ требуются уточненные расчеты тока КЗ в месте установки защиты при КЗ в конце линии. При таких расчетах необходимо учитывать влияние увеличения активного сопротивления

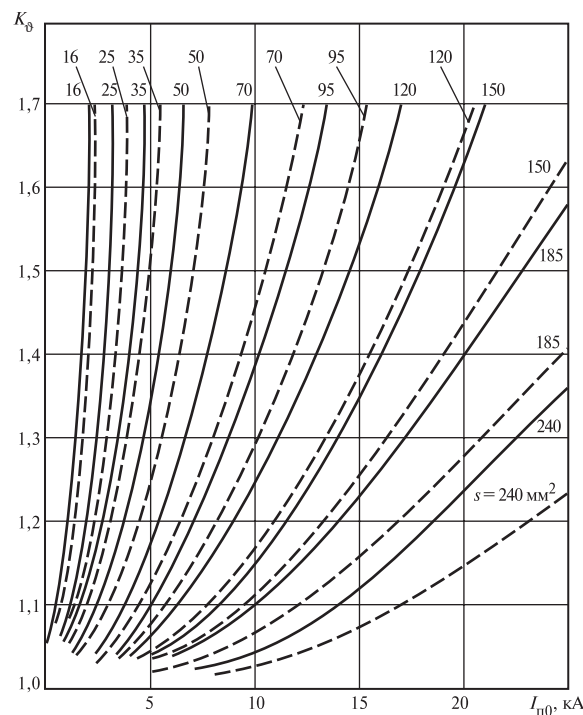


Рис. 2.18. Зависимости коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей различных сечений с медными жилами от тока дугового устойчивого КЗ при продолжительностях КЗ 1,0 с (сплошные линии) и 1,5 с (штриховые линии)

неизолированных проводов ВЛ и активного сопротивления электрической дуги.

Характер изменения коэффициента K_θ во времени для различных условий КЗ и сечений проводов различный. Это подтверждают приведенные на рис. 2.19, а кривые $K_\theta = f(t)$, рассчитанные при одинаковых условиях металлического КЗ ($I_{п0} = 10$ кА, $l_{ВЛ} = 20$ м) на ВЛ с проводами типов А-16, А-25, А-50, а также кривые $K_\theta = f(t)$ при КЗ через открытую дугу.

На рис. 2.19, б приведены кривые изменения активного сопротивления дуги при различных условиях КЗ, а именно при КЗ на выводах источника питания ($I_{ВЛ} = 0$) и на ВЛ с различными типами проводов.

Характер изменения кривых позволяет оценить влияние теплового спада тока КЗ на параметры электрической дуги. Сравнение кривых показывает, что влияние теплового спада тока КЗ на дугу проявляется в основном при $t_k \geq 0,2$ с. Причем зона изменения

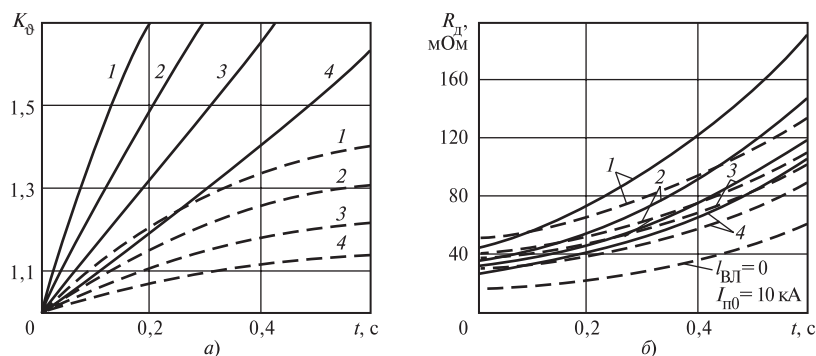


Рис. 2.19. Кривые $K_0 = f(t)$ при металлическом (—) и дуговом (---) КЗ на ВЛ с проводами:

A-16 (1); A-25 (2); A-35 (3); A-50 (4). Зависимость $R_d = f(t)$ с учетом теплового спада (—) и без его учета (---)

кривых $R_d = f(t)$ ограничена вследствие того, что для всех расчетов начальная длина дуги соответствует одинаковым междуфазным расстояниям ($a = 40$ см).

Для расчета токов КЗ в электроустановках 0,4 кВ с учетом комплексного влияния теплового спада тока КЗ при адиабатическом или неадиабатическом нагреве проводников и электрической дуги для определенного момента времени (t_k) разработана серия расчетных кривых зависимости коэффициента K_0 и активного сопротивления дуги R_d от площади поперечного сечения s и длины алюминиевого или медного кабеля $l_{кб}$, определяемой расстоянием от выводов низшего напряжения 0,4 кВ трансформаторов различной мощности до места КЗ. На рис. 2.20 приведены кривые $K_0 = f(s, l_{кб})$ и $R_d = f(s, l_{кб})$, рассчитанные для $t_k = 0,5$ с, для условий трехфазного КЗ через устойчивую открытую дугу в кабельной линии подключенной к трансформатору мощностью 1000 кВ · А.

Влияние синхронных генераторов автономных систем электроснабжения и электродвигателей на параметры режима КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ рассмотрено с учетом всех факторов, сопровождающих КЗ (тепловой спад тока КЗ, электрическая дуга), для радиальной схемы и схемы, включающей асинхронные двигатели и источник питания. В результате расчетов на ЭВМ получены результаты, которые, в основном, аналогичны полученным для электроустановок напряжением свыше 1 кВ (см. [28, 45, 55]).

Однако следует отметить, что если напряжение на сборке, к которой подключен асинхронный двигатель, превышает ЭДС двигателя, то двигатель продолжает отбирать часть тока источника. Такой режим

характерен для несимметричных дуговых КЗ.

При трехфазных дуговых КЗ и при трехфазных металлических КЗ, если имеется общее для основного источника питания и двигателя сопротивление (см. рис. 3.3, в), напряжение на котором оказывается меньше ЭДС двигателя, в течение приблизительно 20 мс двигатель подпитывает ветвь КЗ, а затем переходит в режим потребления тока, уменьшая в ней ток. Учитывать такое действие двигателей следует при проверке чувствительности аппаратов защиты. Для этого в расчетной схеме замещения двигателя можно представлять их пусковыми сопротивлениями без ЭДС. При расчете интегралов Джоуля для проверки термической стойкости кабелей и при расчете тока для проверки отключающей способности аппаратов защиты может быть оправдано применение компьютерных программ, моделирующих электромеханические переходные процессы в асинхронных двигателях.

Таким образом, при расчете минимального значения тока КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ в зависимости от принятых расчетных условий КЗ необходимо учитывать влияние (раздельное или комплексное) следующих факторов КЗ:

- тепловой спад тока при металлическом КЗ при адиабатическом или неадиабатическом нагреве проводников;
- тепловой спад тока при КЗ через устойчивую открытую или закрытую дугу;
- активное сопротивление самопогасающей дуги;
- активное сопротивление устойчивой дуги;
- влияние автономных источников питания и электродвигателей.

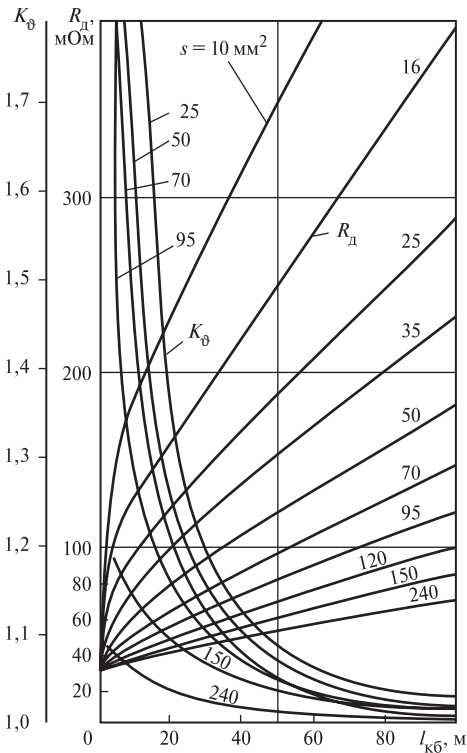


Рис. 2.20. Изменение R_d и K_θ для $t_k = 0,5$ с в зависимости удаленности точки КЗ ($l_{кб}$) за трансформатором мощностью 1000 кВ · А ($I_{п0} = 18,6$ кА)

3 ВЛИЯНИЕ КОМПЛЕКСНОЙ НАГРУЗКИ НА ТОК КЗ

3.1. Эквивалентирование узлов нагрузки

При КЗ, несимметричных режимах и сложных видах повреждений в электроустановках напряжением до 1 кВ существенное влияние на токи КЗ и параметры режима может оказывать комплексная нагрузка (КН). В состав КН при напряжении до 1 кВ могут входить асинхронные и синхронные двигатели, статическая нагрузка (СН): преобразователи, электротермические установки, лампы накаливания, газоразрядные источники света и конденсаторные батареи.

В связи с отсутствием информации о параметрах и степени влияния КН напряжением до 1 кВ на токи КЗ, автором решены задачи определения эквивалентных параметров элементов КН, исследования влияния КН на токи КЗ в зависимости от ее относительного состава потребителей, представляющего собой отношение мощности каждого типа потребителей к суммарной мощности узла, электрической удаленности места КЗ, сопротивления дуги в месте КЗ, сопротивления питающей сети и других факторов. Целью исследований являлась разработка рекомендаций учета КН при расчетах токов КЗ.

Из анализа относительного состава потребителей электроустановок до 1 кВ следует, что практически невозможно определить типовой состав КН напряжением до 1 кВ в каждой отрасли народного хозяйства, как это было сделано для узлов сети напряжением 6—10 кВ [28]. Это объясняется тем, что необходимо учитывать нагрузки отдельных секций или питающих трансформаторов электроустановки.

При расчете токов КЗ и несимметричных режимов в достаточно сложных схемах учесть каждый потребитель КН не только сложно, но и практически невозможно из-за отсутствия сведений о схеме присоединения и режимах работы всех потребителей. Поэтому в практических расчетах комплексную нагрузку целесообразно представлять эквивалентными параметрами, полученными для определенного состава потребителей узла и типовой схемы питающей его сети.

Существовавшие ранее методы эквивалентирования элементов комплексной нагрузки позволяли рассматривать лишь частные случаи, например нагрузку, состоящую только из асинхронных двигателей. Эти методы являлись достаточно сложными и определяли огра-

ниченное число параметров схемы замещения нагрузки. В результате теоретического обобщения методов эквивалентирования нагрузок, используемых при исследованиях режимов КЗ в электрических системах, разработаны следующие методы эквивалентирования в виде полных и упрощенных моделей:

- метод функционально-параметрического эквивалентирования электродвигателей, позволяющий определять параметры полной схемы замещения эквивалентных синхронных и асинхронных двигателей в узлах комплексной нагрузки;
- метод обобщенных параметров и расчетных кривых комплексной нагрузки, в виде упрощенных моделей, базирующийся на определении обобщенных параметров нагрузки и построении расчетных кривых для нахождения эквивалентных сопротивлений прямой, обратной и нулевой последовательностей потребителей разных типов узлов, а также выявлении зависимости этих сопротивлений и эквивалентной ЭДС нагрузки от относительного состава потребителей узлов напряжением до 1 кВ.

Метод функционально-параметрического эквивалентирования электродвигателей. Большое практическое значение при исследованиях переходных процессов имеет количественный учет каждого элемента нагрузки, основанный на строгом математическом описании электромагнитных или электромеханических процессов в них. Достаточно точное решение задачи получают при моделировании элементов нагрузки системой дифференциальных уравнений (например, Парка—Горева и др.), но ее практическое осуществление даже при помощи ЭВМ приводит к трудностям, связанным со значительными затратами машинного времени и способом применения результатов расчетов. Поэтому при исследованиях узлы нагрузки целесообразно представлять в виде эквивалентных моделей, полученных для определенного состава потребителей узла и схемы питающей его сети.

В настоящей работе описывается метод эквивалентирования комплексной нагрузки, на основании которого определяются параметры схем замещения эквивалентных синхронного и асинхронного двигателей и статической нагрузки. Суть метода заключается в предположении совпадения режимных характеристик переходных процессов исходной системы узла нагрузки и ее эквивалента и определения параметров, отвечающих принятому критерию эквивалентирования. В результате сравнения и соответствующего преобразования систем дифференциальных уравнений, описывающих переходные процессы в элементах исходной системы узла нагрузки и ее эквивалента, определяются формулы для расчета эквивалентных параметров схем замещения.

Критерием эквивалентирования комплексной нагрузки принято равенство между комплексом тока эквивалентного узла нагрузки и суммарным комплексом токов элементов эквивалентируемого узла. При одном и том же номинальном напряжении элементов узла нагрузки это соответствует равенству полных мощностей эквивалентного (S_3) и эквивалентируемых ($\sum_{k=1}^N S_k$) узлов нагрузки:

$$S_3 = \sum_{k=1}^N S_k. \quad (3.1)$$

Основным допущением метода эквивалентирования является равенство в переходном процессе скольжений исходных двигателей в одни и те же моменты времени. Это допущение накладывает определенные ограничения на рассчитываемые электромеханические переходные процессы. Например, расчет каскадного самозапуска электродвигателей может привести к значительному неравенству скольжений при переходном процессе, что существенно влияет на характер протекания переходного процесса.

Учитывая, что целью исследований являются расчеты тока КЗ в пределах продолжительности срабатывания резервных релейных защит (не более 0,5 с), погрешность расчетов не превосходит допустимую для практических расчетов. Вместе с тем при такой продолжительности КЗ изменения скольжения двигателей в зависимости от их постоянной инерции могут достигать 20 % и более, что приводит к изменению параметров электродвигателей вследствие эффекта вытеснения тока. Поэтому, чтобы учесть эффект вытеснения тока при эквивалентировании асинхронных двигателей определяются параметры их многоконтурных схем замещения.

В общем случае комплексная нагрузка может быть представлена в виде узла, состоящего из эквивалентного асинхронного и синхронного двигателей и эквивалентной статической нагрузки СН (рис. 3.1).

При эквивалентировании АД учитывался характер зависимости их параметров от эффекта вытеснения тока. Нелинейная зависимость сопротивлений обмотки ротора представлена в виде многоконтурной схемы замещения, состоящей из параллельно включенных ветвей с постоянными сопротивлениями в каждой из них. Параметры ветвей контуров определяются по расчетным или экспериментальным частотным характеристикам или другими способами.

Для исследования переходных процессов в одном АД (в том числе и в эквивалентном) использована система дифференциальных

где U_s и Ψ_s — результирующие векторы напряжения и потокосцепления статора; $\Psi_r^{(1)} — \Psi_r^{(n)}$ — результирующие векторы потокосцепления каждого из n контуров ротора; ω и ω_k — частота вращения ротора двигателя и системы координат; T_j — механическая постоянная времени; $R_s, R_r^{(n)}$ — активные сопротивления статора и n контуров ротора; j — порядковый номер контура ротора двигателя; s — скольжение двигателя; m — электромагнитный момент; k_3 — коэффициент загрузки; m_c — момент сопротивления или момент механических сил; $a_{s11}, a_{m1(j+1)}^{(j)}, a_{m21}^{(1)}, a_{r22}^{(1)}, \dots$ — индуктивные коэффициенты пропорциональности, полученные в результате обращения матрицы индуктивностей АД, выражающей соотношение между потокосцеплениями и токами $\Psi = X\dot{i}$

$$X^{-1} = \begin{vmatrix} a_{s11} & a_{m12}^{(1)} & \dots & a_{m1(n+1)}^{(n)} \\ a_{m21}^{(1)} & a_{r22}^{(1)} & \dots & a_{m2(n+1)}^{(n)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ a_{m(n+1)1}^{(n)} & a_{m(n+1)2}^{(n)} & \dots & a_{r(n+1)(n+1)}^{(n)} \end{vmatrix}, \quad (3.3)$$

где a_{s11} — коэффициент статора, расположенный в первом столбце первой строки матрицы; $a_{m12}^{(1)}$ — коэффициент ветви намагничивания первого контура ротора, расположенный во втором столбце первой строки матрицы; $a_{r22}^{(1)}$ — коэффициент первого контура ротора, расположенный во втором столбце второй строки матрицы.

В общем случае система дифференциальных уравнений одного двигателя не дает такого же решения, как общая система дифференциальных уравнений эквивалентиремых двигателей. Следовательно, замена группы АД эквивалентным не может быть достаточно строго обоснована и предполагает некоторые допущения. Последние могут быть незначительными, если удачно будут определены параметры эквивалентного двигателя.

В результате соответствующих преобразований [31] получено выражение для активного эквивалентного сопротивления статора (R_{s3}), а из аналогичных уравнений для контуров ротора получено выраже-

ние для активного эквивалентного сопротивления (n) контуров ротора ($R_{r\varepsilon}^{(n)}$) схемы замещения эквивалентного АД:

$$R_{s\varepsilon} = \frac{\sum_{k=1}^m S_k R_{sk} a_{s11k} a_{m12k}^{(1)} \dots a_{m(n+1)k}}{S_\varepsilon a_{s11\varepsilon} a_{m12\varepsilon} \dots a_{m1(n+1)\varepsilon}}; \quad (3.4)$$

$$R_{r\varepsilon}^{(n)} = \frac{\sum_{k=1}^m S_k R_{rk}^{(i)} a_{r(i+1)2k} a_{m(i+1)1k}^{(i)} \dots a_{m(i+1)(n+1)k}^{(n)}}{S_\varepsilon a_{r(i+1)2\varepsilon}^{(i)} a_{m(i+1)1\varepsilon}^{(i)} \dots a_{m(i+1)(n+1)\varepsilon}^{(n)}}, \quad (3.5)$$

где k — количество эквивалентизируемых АД; S_k — полная мощность k -го АД в узле нагрузки; S_ε — полная мощность эквивалентного АД.

Индуктивные сопротивления схемы замещения эквивалентного АД получены в результате формирования матрицы эквивалентных коэффициентов пропорциональности и ее обращения:

$$x_\varepsilon = \begin{vmatrix} a_{s11\varepsilon} & a_{m12\varepsilon}^{(1)} & \dots & a_{m1(n+1)\varepsilon}^{(n)} \\ a_{m21\varepsilon} & a_{r22\varepsilon}^{(1)} & \dots & a_{m2(n+1)\varepsilon}^{(n)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ a_{m(n+1)1\varepsilon}^{(n)} & a_{m(n+1)2\varepsilon}^{(n)} & \dots & a_{r(n+1)(n+1)\varepsilon}^{(n)} \end{vmatrix}^{-1} = \quad (3.6)$$

$$= \begin{vmatrix} x_{s\varepsilon} & x_{m12\varepsilon} & \dots & x_{m(n+1)\varepsilon} \\ x_{m21\varepsilon} & x_{m22\varepsilon} & \dots & x_{m2(n+1)\varepsilon} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{m(n+1)1\varepsilon}^{(n)} & x_{m(n+1)2\varepsilon}^{(n)} & \dots & x_{r(n+1)(n+1)\varepsilon}^{(n)} \end{vmatrix},$$

где $x_{s\varepsilon}$ — индуктивное сопротивление статора эквивалентного АД; $x_{m12\varepsilon}$ — индуктивное сопротивление ветви намагничивания эквивалентного АД, расположенное во втором столбце первой строки матрицы индуктивностей; $x_{r(n+1)(n+1)\varepsilon}^{(n)}$ — индуктивное сопротивление n -го контура ротора эквивалентного АД, расположенное в $(n+1)$ столбце $(n+1)$ строки матрицы индуктивностей.

При определении момента сопротивления на валу эквивалентного двигателя $m_{с\varepsilon}$ принято, что эквивалентные значения механи-

ческой постоянной времени (T_{j3}) и коэффициента загрузки ($k_{3.3}$) определяются по формулам:

$$T_{j_3} = \frac{1}{S_3} \sum_{k=1}^m S_k T_{jk}; \quad (3.7)$$

$$k_{3,3} = \frac{1}{S} \sum_{k=1}^m S_k k_{3k}, \quad (3.8)$$

где T_{jk} и k_{3k} — механическая постоянная времени и коэффициент загрузки k -го АД в узле нагрузки.

Тогда в результате преобразований последней строки системы (3.2) получено

$$m_{c.3} = \frac{1}{S_3 k_{3.3}} \sum_{k=1}^m S_k k_{3k} m_{ck}. \quad (3.9)$$

Выражение (3.7) позволяет построить кривую, определяющую зависимость момента сопротивления на валу эквивалентного двигателя от скорости вращения. Задавая одинаковыми значениями скорости вращения эквивалентируемых двигателей, определяем соответствующие им значения m_{ck} и находим по (3.9) значение m_{c3} .

При исследовании переходных процессов в СД в том числе и в эквивалентном использована система дифференциальных уравнений в системе координат d, q , преобразованная к виду:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\Psi_d}{dt} &= [U \sin \delta + (1+s)\Psi_q - r_d(a_{11}\Psi_d + a_{13}\Psi_f + a_{14}\Psi_D)]\omega_k; \\ \frac{d\Psi_q}{dt} &= [U \cos \delta + (1+s)\Psi_d - r_q(a_{22}\Psi_q + a_{23}\Psi_Q)]\omega_k; \\ \frac{d\Psi_f}{dt} &= [U_f - r_f(a_{13}\Psi_d + a_{33}\Psi_f + a_{34}\Psi_D)]\omega_k; \\ \frac{d\Psi_{kD}}{dt} &= [-r_{kD}(a_{14}\Psi_d + a_{34}\Psi_f + a_{44}\Psi_{kD})]\omega_k; \\ \\ \frac{d\Psi_{iQ}}{dt} &= [-r_{iQ}(a_{25}\Psi_q + a_{55}\Psi_{iQ})]\omega_k; \\ \\ \frac{ds}{dT_j} &= \frac{1}{T_j} [m - k_3 m_c(\omega)]; \\ \frac{d\delta}{dt} &= s\omega_k, \end{aligned} \right\} (3.10)$$

где δ — угол между поперечной осью машины и вектором напряжения; Ψ_d, Ψ_q — потокосцепления обмотки статора в продольной и поперечной осях; $\Psi_f, \Psi_{kD}, \Psi_{iQ}$ — потокосцепления обмотки возбуждения и демпферных контуров в продольной и контуров в поперечной осях ($k = 1, 2, \dots, n; i = 1, 2, \dots, m$); U_f — напряжение на зажимах обмотки возбуждения; $r_d, r_q, r_f, r_{kD}, r_{iQ}$ — активные сопротивления обмотки статора по продольной d и поперечной q осям, обмотки возбуждения, продольного и поперечного демпферных контуров; $a_{11}, a_{13}, a_{14}, a_{22} \dots a_{55}$ — индуктивные коэффициенты пропорциональности получены в результате обращения матрицы индуктивностей синхронного двигателя аналогично (3.3).

Выполнив такие же преобразования, как для АД, получим выражения для определения активных сопротивлений схемы замещения эквивалентного СД:

$$\left. \begin{aligned} r_{d\Delta} &= \frac{1}{S_{\Delta} a_{11\Delta} a_{13\Delta} \dots a_{1(n+3)\Delta}} \sum_{k=1}^N S_k a_{11k} a_{13k} \dots a_{1(n+3)k} r_{dk} ; \\ r_{q\Delta} &= \frac{1}{S_{\Delta} a_{22\Delta} a_{25\Delta} \dots a_{2(m+n+3)\Delta}} \sum_{k=1}^N S_k a_{22k} a_{25k} \dots a_{2(m+n+3)k} r_{qk} ; \\ r_{f\Delta} &= \frac{1}{S_{\Delta} a_{13\Delta} a_{33\Delta} \dots a_{3(n+3)\Delta}} \sum_{k=1}^N S_k a_{13k} a_{33k} \dots a_{3(n+3)k} r_{fk} ; \\ r_{kD\Delta}^{(n)} &= \frac{1}{S_{\Delta} a_{14\Delta} a_{34\Delta} \dots a_{(n+3)k\Delta}} \sum_{k=1}^N S_k a_{14k} a_{34k} \dots a_{(n+3)kk} r_{kDk}^{(n)} ; \\ r_{iQ\Delta}^{(m)} &= \frac{1}{S_{\Delta} a_{25\Delta} a_{55\Delta} \dots a_{(n+i)(m+n+3)\Delta}} \times \\ &\times \sum_{k=1}^N S_k a_{25k} a_{55k} \dots a_{(n+i)(m+n+3)k} r_{iQk}^{(m)} , \end{aligned} \right\} \quad (3.11)$$

где $r_{d\Delta}, r_{q\Delta}, r_{f\Delta}, r_{kD\Delta}^{(n)}, r_{iQ\Delta}^{(m)}$ — активные сопротивления обмотки статора эквивалентного СД по продольной d и поперечной q осям, обмотки возбуждения, продольных и поперечных демпферных контуров; N — количество СД в узле нагрузки.

Индуктивные сопротивления схемы замещения эквивалентного СД получены в результате формирования матрицы эквивалентных

коэффициентов пропорциональности и ее обращения. Так для $n = 1$ и $m = 1$ имеем

$$x_{\Sigma} = \begin{vmatrix} a_{11\Sigma} & 0 & a_{13\Sigma} & a_{14\Sigma} & 0 \\ 0 & a_{22\Sigma} & 0 & 0 & a_{25\Sigma} \\ a_{13\Sigma} & 0 & a_{33\Sigma} & a_{34\Sigma} & 0 \\ a_{14\Sigma} & 0 & a_{34\Sigma} & a_{44\Sigma} & 0 \\ 0 & a_{25\Sigma} & 0 & 0 & a_{55\Sigma} \end{vmatrix}^{-1} = \begin{vmatrix} x_{d\Sigma} & 0 & x_{ad\Sigma} & x_{ad\Sigma} & 0 \\ 0 & x_{aq\Sigma} & 0 & 0 & x_{aq\Sigma} \\ x_{ad\Sigma} & 0 & x_{f\Sigma} & x_{ad\Sigma} & 0 \\ x_{ad\Sigma} & 0 & x_{d\Sigma} & x_{D\Sigma} & 0 \\ 0 & x_{aq\Sigma} & 0 & 0 & x_{Q\Sigma} \end{vmatrix}, \quad (3.12)$$

где $x_{d\Sigma}$, $x_{q\Sigma}$, $x_{f\Sigma}$, $x_{D\Sigma}$, $x_{Q\Sigma}$, $x_{ad\Sigma}$, $x_{aq\Sigma}$ — индуктивные сопротивления обмотки статора эквивалентного СД по продольной d и поперечной q осям, обмотки возбуждения, продольного D и поперечного Q демпферных контуров, а также индуктивных сопротивлений взаимной индукции между обмотками статора и ротора по поперечной и продольной осям.

Выражение, определяющее зависимость момента сопротивления на валу эквивалентного СД от скорости вращения, имеет вид, аналогичный (3.9), которое получено с учетом (3.7) и (3.8).

При исследовании переходных процессов в узле комплексной нагрузки в соответствии со схемой рис. 3.1 статическая нагрузка (активно-индуктивная) в общем виде может быть представлена дифференциальным уравнением

$$u = R_{\text{сн}} i_{\text{сн}} + L_{\text{сн}} \frac{di_{\text{сн}}}{dt} + j\omega_k L_{\text{сн}} i_{\text{сн}}, \quad (3.13)$$

где u — напряжение узла нагрузки; $R_{\text{сн}}$, $i_{\text{сн}}$, $L_{\text{сн}}$ — активное сопротивление, ток и индуктивность статической нагрузки узла.

На основании вышеизложенного метода эквивалентирования разработан алгоритм и программный комплекс моделей узлов комплексной нагрузки, содержащих СД и АД и статические потребители. Комплекс оформлен в виде прикладных программ и реализован на ЭВМ.

Метод обобщенных параметров и расчетных кривых комплексной нагрузки. Рекомендуемые для инженерных расчетов упрощенные модели представлены входными эквивалентными или обобщенными параметрами и кривыми тока КЗ.

Узел комплексной нагрузки может состоять из разных потребителей, поэтому его эквивалентные параметры являются функцией параметров отдельных составляющих элементов. В связи с этим потребовалось определить эквивалентные сопротивления прямой, обратной и нулевой последовательностей отдельных типов потребителей для учета их в расчетной схеме.

При определении эквивалентных сопротивлений прямой и обратной последовательностей электродвигателей, преобразователей, электротермических установок, ламп накаливания и газоразрядных источников света были использованы данные, представленные в работе [29]. Рекомендуемые значения эквивалентных сопротивлений прямой и обратной последовательностей отдельных потребителей узла комплексной нагрузки представлены в табл. 3.1.

Сопротивление нулевой последовательности в сети напряжением до 1,0 кВ обусловлено наличием однофазных токоприемников, включенных на фазное напряжение. Принимая, что однофазная нагрузка имеет статический характер, значения активной и индуктивной составляющей сопротивления нулевой последовательности нагрузки могут быть представлены в виде

$$\left. \begin{aligned} r_{0\text{НГ}} &= \frac{S_{\text{Т.ном}} S_{\Sigma\text{НГ}}}{S_{\text{ст}}^2} \left[\cos \varphi_{\text{НГ}} - \left(1 - \frac{S_{\text{с.н}}}{S_{\Sigma\text{НГ}}} \right) \cos \varphi_{\text{АД}} \right]; \\ x_{0\text{НГ}} &= \frac{S_{\text{Т.ном}} S_{\Sigma\text{НГ}}}{S_{\text{с.н}}^2} \left[\sin \varphi_{\text{НГ}} - \left(1 - \frac{S_{\text{с.н}}}{S_{\Sigma\text{НГ}}} \right) \sin \varphi_{\text{АД}} \right], \end{aligned} \right\} \quad (3.14)$$

где $S_{\Sigma\text{НГ}}$ — полная мощность всех потребителей узла нагрузки, $\text{kB} \cdot \text{A}$; $S_{\text{с.н}}$ — полная мощность статических потребителей, $\text{kB} \cdot \text{A}$;

Таблица 3.1

Параметры комплексной нагрузки

Потребители комплексной нагрузки	Обозначения на рисунках	Значение эквивалентной ЭДС	cos φ	Сопротивление, отн. ед.	
				прямой последовательности	обратной последовательности
Синхронные двигатели	СД	1,079	0,9	$0,03 + j0,16$	$0,03 + j0,16$
Асинхронные двигатели	АД	0,9	0,8	$0,07 + j0,18$	$0,07 + j0,18$
Лампы накаливания	ЛН	0	1,0	1,0	1,33
Лампы газоразрядные	ЛГ	0	0,85	$0,85 + j0,53$	$0,382 + j0,24$
Преобразователи	П	0	0,9	$0,9 + j0,44$	$1,66 + j0,81$
Электротермические установки	ЭУ	0	0,9	$1 + j0,49$	$0,4 + j0,2$

$S_{\text{ТНОМ}}$ — номинальная мощность питающего трансформатора, $\text{kB} \cdot \text{A}$;
 $\cos \varphi_{\text{НГ}}$ — коэффициент мощности на шинах узла нагрузки; $\cos \varphi_{\text{АД}}$ — коэффициент мощности асинхронных двигателей.

В практических расчетах комплексную нагрузку целесообразно представлять эквивалентными параметрами, полученными для определенного состава потребителей узла и типовой схемы питающей его сети. Сопротивление прямой так же, как и обратной последовательности, можно определить по формуле

$$z_{\text{1НГНОМ}} = S_{\Sigma\text{НГ}} \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{S_i}{\sqrt{r_i^2 + x_i^2}}}, \quad (3.15)$$

где r_i и x_i — активная и индуктивная составляющие сопротивления прямой (обратной) последовательности отдельных потребителей, включая параметры элементов, связывающих потребителей с шинами узла (до 1,0 kB); их значения в относительных единицах при суммарной номинальной мощности нагрузки $S_{\Sigma\text{НГ}}$, $\text{kB} \cdot \text{A}$, и среднем номинальном напряжении той степени напряжения, где она присоединена, приведены в табл. 3.1; S_i — полная установленная мощность i -го потребителя нагрузки, $\text{kB} \cdot \text{A}$.

Для упрощения расчетов по определению параметров нагрузки рекомендуются расчетные кривые значений модулей полных сопротивлений прямой $z_{1\text{н}}$, обратной ($z_{2\text{н}}$) и нулевой ($z_{0\text{н}}$) последовательностей в зависимости от относительного состава потребителей узла нагрузки $P_i/P_{\Sigma\text{НГ}}$ (рис. 3.2), где $P_{\Sigma\text{НГ}}$ — суммарная номинальная активная мощность нагрузки, Вт ; P_i — активная установленная мощность i -го потребителя нагрузки.

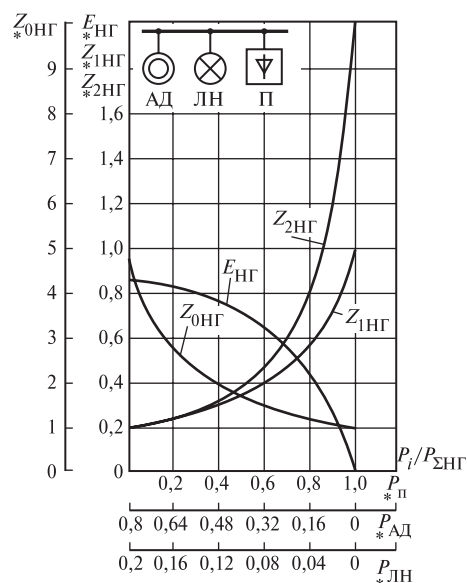


Рис. 3.2. Параметры комплексной нагрузки в зависимости от относительного состава потребителей

ки; Вт ($P_{*АД}$ — асинхронные двигатели; $P_{*Н}$ — преобразователи; $P_{*ЛН}$ — лампы накаливания, значения приведены в отн. ед.).

Расчетные кривые модулей полных сопротивлений построены по результатам расчетов, выполненных при использовании выражений (3.12) и (3.13) и данных об эквивалентных параметрах отдельных потребителей комплексной нагрузки (см. табл. 3.1). Эти кривые (особенно при других составах потребителей) показывают, что различие между параметрами $z_{1НГ}$ и $z_{2НГ}$ при одном и том же относительном составе потребителей узла может быть значительным. Последнее свидетельствует о невозможности использования равенства $z_{1НГ} = z_{2НГ}$ во всех случаях учета нагрузки.

На рис. 3.2 представлена также кривая изменения эквивалентной ЭДС $E_{НГ}$ узла нагрузки в зависимости от относительного состав потребителей $E_{НГ} = f(P_i/P_{\Sigma НГ})$.

Эта кривая построена в результате замены нескольких источников эквивалентным [47]

$$E_{НГ} = z_{1НГ} \sum_{i=1}^n \frac{1}{z_{1i}} E_i, \quad (3.16)$$

где E_i и z_{1i} — ЭДС и сопротивление прямой последовательности отдельных потребителей узла, причем значения ЭДС статических потребителей приняты равными нулю.

Таким образом, при расчете токов КЗ комплексная нагрузка в схеме прямой последовательности может быть заменена сопротивлением прямой последовательности $z_{1НГ}$ и ЭДС $E_{НГ}$, а в схемах обратной и нулевой последовательностей — сопротивлениями $x_{НГ}$ и $x_{0НГ}$.

Метод учета комплексной нагрузки зависит от характера исходной схемы замещения комплексной нагрузки (см. рис. 3.1) и положения точки КЗ (рис. 3.3). Обычно в установках напряжением до 1,0 кВ определяют начальное значение периодической составляющей тока КЗ и ударный ток КЗ.

В радиальной схеме (рис. 3.3, а) можно не учитывать влияние статических потребителей, таких как преобразователи, электротермические установки и электрическое освещение, так как точка КЗ (с нулевым потенциалом) делит схему на ряд независимых подсхем, а ток трехфазного КЗ от статических потребителей в начальный момент времени КЗ равен нулю. Суммарный ток КЗ в узле определяется только токами электродвигателей.

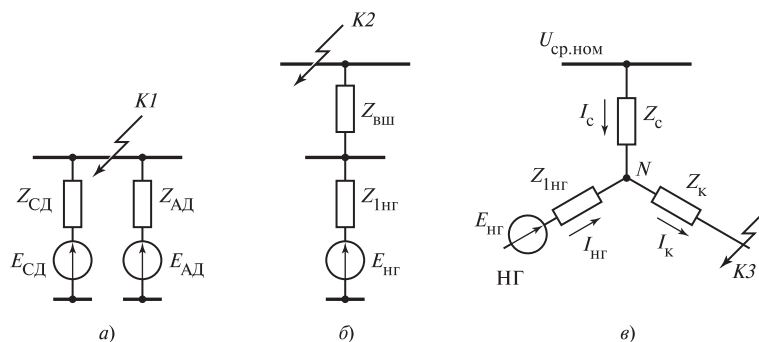


Рис. 3.3. Преобразование схемы замещения комплексной нагрузки:

$Z_{кз}$ — сопротивление цепи короткого замыкания; $I_{к}, I_{нг}, I_{с}$ — токи в месте КЗ от узла нагрузки и системы; $K1, K2, K3$ — точки КЗ; $E_{сд}, E_{ад}$ — эквивалентные ЭДС синхронных и асинхронных двигателей; $Z_{сд}, Z_{ад}$ — сопротивления синхронных и асинхронных двигателей; $Z_{вш}$ — внешнее сопротивление; $Z_{с}, U_{ср. ном}$ — сопротивление и напряжение питающей системы

Практический метод расчета тока КЗ от узла нагрузки предполагает арифметическое суммирование токов отдельных двигателей без учета сдвига их фаз.

При отсутствии индивидуальных данных об электродвигателях последние могут быть заменены эквивалентными электродвигателями с параметрами, представленными в табл. 3.1 единичной мощностью, равной суммарной мощности электродвигателей узла.

При КЗ за общим для узла нагрузки сопротивлением (рис. 3.3, б) начальное значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ следует определять с учетом влияния двигателей и статических потребителей.

При КЗ за общим для нагрузки и системы сопротивлением (рис. 3.3, в) и близких значениях X/R ветвей схемы замещения начальное значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ следует определять с учетом влияния двигателей и статической нагрузки.

Типовые кривые тока КЗ асинхронных и синхронных электродвигателей. Расчет периодической составляющей тока КЗ для произвольного момента времени от асинхронного или синхронного двигателя может быть выполнен методом типовых кривых. Такой подход основан на использовании изменения кривых во времени отношения тока КЗ от электродвигателей в произвольный момент времени к начальному значению этого тока при различных удален-

ностях точки КЗ. Зависимости $I_{\pi t}/I_{\pi 0} = \gamma(t)$ непосредственно ток не определяют, а характеризуют лишь его изменение, поэтому их целесообразно называть не расчетными, а типовыми.

Типовые кривые применяются для определения токов КЗ различных серий асинхронных и синхронных двигателей, даже если их параметры значительно различаются. Это обусловлено принятым способом построения кривых: токи КЗ отнесены не к номинальным токам двигателей (как это сделано в расчетных кривых), а к начальным токам КЗ от двигателей.

При этом скрадываются различия в параметрах двигателей и кривые изменения периодической составляющей тока КЗ $I_{\pi t}/I_{\pi 0} = \gamma(t)$ от разных двигателей располагаются близко друг к другу. Адекватность этих кривых реальным кривым повышается при использовании разработанных выше методов эквивалентирования.

При разработке типовых кривых тока КЗ от асинхронных двигателей были использованы эквивалентные параметры схемы замещения АД напряжением 0,22/0,38 и 0,38/0,66 кВ следующих серий: А2 6—9-го габаритов; А02 и А0Л2; 4А и 4АН; ВАО; АЗ-315; А 3—9-го габаритов; АО и АОЛ 2—9-го габаритов; А защищенные 10—13 габаритов; АО защищенные 10—11 габаритов и АО ДАЗО 12 и 13 габаритов; А02 8 и 9 габаритов; АОЗ и др.

Параметры схемы замещения АД рассчитывались по каталожным данным [59]: $P_{\text{ном}}$, $U_{\text{ном}}$, $n_{\text{ном}}$, $s_{\text{ном}}$, η , $I_{\pi}/I_{\text{ном}}$, $M_{\pi}/M_{\text{ном}}$, $M_{\text{max}}/M_{\text{ном}}$.

На рис. 3.4 приведены кривые изменения тока КЗ $\gamma_{\text{тАД}} = f(t)$ для серии А2 6—9-го габаритов. Кривые, построенные для случая КЗ на выводах АД. Область, заключенная между крайними кривыми, достаточно узкая и все кривые АД исследуемой серии без большой погрешности могут быть заменены одной, расположенной между ними кривой. Эта кривая может быть получена в результате расчета параметров схемы замещения эквивалентного двигателя этой серии.

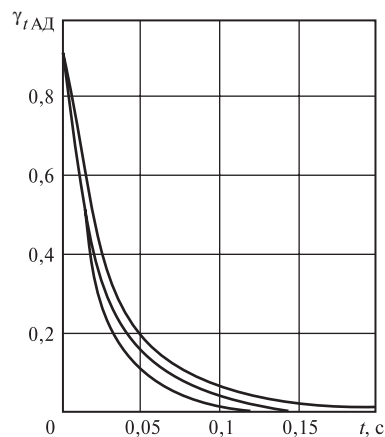


Рис. 3.4. Типовые кривые изменения периодической составляющей тока КЗ АД серии А-2 6—9 габаритов

На рис. 3.5 приведены кривые $\gamma_{tAD} = f(t)$ эквивалентных АД серий 1-АО и АОЛ 2—9 габаритов; 2-А 3—9 габаритов; 3-АО 10 и 11 габаритов; 4-А 10—13 габаритов; 5-А2 6—9 габаритов.

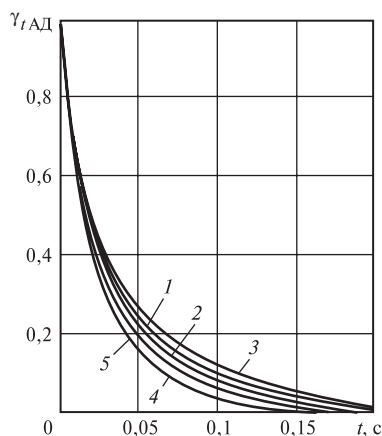


Рис. 3.5. Типовые кривые изменения тока КЗ АД различных серий низкого напряжения

Анализ расположения этих кривых также подтверждает возможность замены их одной кривой, полученной в результате расчета параметров схемы замещения эквивалентного АД перечисленных серий.

Для расчета тока КЗ в произвольный момент времени от АД рекомендуется использовать кривые $\gamma_{tAD} = f(t)$ (рис. 3.6), позволяющие определить значения периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени (I_{mAD}).

Удаленность точки КЗ от АД характеризуется отношением действующего значения периодической составляющей тока этого двигателя в начальный момент КЗ к его номинальному току.

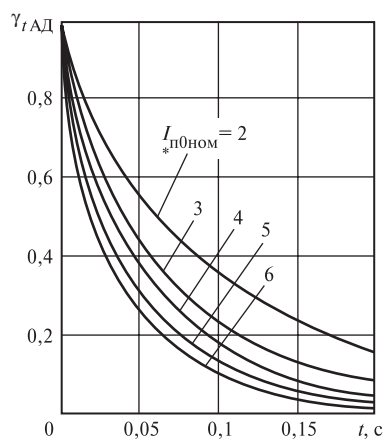


Рис. 3.6. Типовые кривые для асинхронного электродвигателя напряжением до 1 кВ

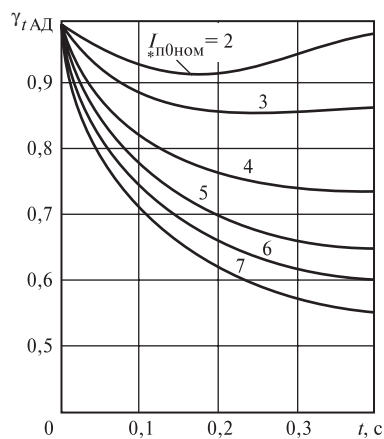


Рис. 3.7. Типовые кривые для синхронного электродвигателя напряжением до 1 кВ

Типовые кривые тока КЗ эквивалентного низковольтного АД получены в результате расчета эквивалентных параметров схемы замещения:

$$R_s = 0,022; x_{\sigma 1} = 0,07; R_{r1} = 0,021; x_{r1} = 0,15; R_{r2} = 0,07; x_{r2} = 0,18; x_{\mu} = 2,58; x''_{\text{АД}} = 0,178.$$

Типовые кривые изменения тока КЗ эквивалентного низковольтного синхронного электродвигателя рассчитаны таким же образом, как и для АД и приведены на рис. 3.7.

3.2. Влияние комплексной нагрузки на ток КЗ

Используя вышеизложенные способы учета нагрузки, автором проведен анализ влияния комплексной нагрузки на токи трехфазного, двухфазного и однофазного КЗ для различных расчетных условий и конфигурации схем.

Трехфазное КЗ. Для расчетных условий радиальной схемы (см. рис. 3.3, а) получены кривые зависимости периодической составляющей тока трехфазного КЗ ($I_{\text{п0НГ}}$) узла нагрузки от его относительного состава потребителей (см. рис. 3.2) при КЗ на выводах низшего напряжения трансформаторов различной мощности (рис. 3.8). Каждая кривая соответствует определенному, указанному на рисунке, относительному составу асинхронных электродвигателей нагрузки трансформаторов. Максимальные значения тока КЗ трансформаторов соответствуют относительному составу электродвигателей, равному единице (верхняя кривая), с уменьшением доли асинхронных двигателей в узле подпитка места повреждения $I_{\text{п0НГ}}$, кА нагрузкой снижается.

Учитывая, что для многих электроустановок, например, системы собственных нужд (СН) 0,4 кВ тепловой электростанции (ТЭС) требуется рассчитать наибольшее и наименьшее значения токов КЗ, необходимые для проверки коммутационной способности аппаратуры, и определения коэффициента чувствительности расцепителей автоматов, то при их расчете (для условий схемы рис. 3.3, а) следует учитывать относительный состав потребителей нагрузки.

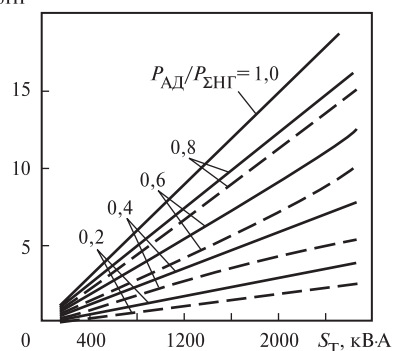


Рис. 3.8. Кривые зависимости тока трехфазного КЗ узла нагрузки при различном относительном составе потребителей

Влияние электрической удаленности точки КЗ от узла нагрузки в сети 0,4 кВ на величину $I_{\text{п0НГ}}$ рассмотрено для случая КЗ за внешним сопротивлением $Z_{\text{вш}}$ (см. рис. 3.3, б). Для этого случая построены кривые тока $I_{\text{п0НГ}}$ в зависимости от значения внешнего сопротивления $Z_{\text{вш}}$ или электрической удаленности точки КЗ при различном относительном составе потребителей нагрузки трансформатора 1000 кВ · А (рис. 3.9). Из анализа полученных данных следует, что с увеличением электрической удаленности точки КЗ влияние сопротивления $Z_{\text{вш}}$ (питающий кабель, сборные шины) на значения $I_{\text{п0НГ}}$ проявляется в большей степени при значительной доле в узле асинхронных двигателей (1,0; 0,8; 0,6). При относительном составе асинхронных двигателей, равном 0,4 и 0,2 (кривые $I_{\text{п0НГ}}$ более пологи), влияние $Z_{\text{вш}}$ проявляется в меньшей степени. Использование аналогичных кривых для других мощностей трансформатора для случаев исследуемой схемы значительно упростит расчет токов КЗ.

На рис. 3.8 и 3.9 штриховыми линиями показаны кривые $I_{\text{п0НГ}}$ нагрузки только в виде асинхронных двигателей без учета статических потребителей. Наибольшая погрешность расчета, вызванная неучетом статических потребителей, имеет место при увеличении мощности трансформаторов (см. рис. 3.8) и $Z_{\text{вш}} = 0—10$ мОм (см. рис. 3.9).

Для случая КЗ за общим для нагрузки и питающей системой сопротивлением $Z_{\text{с}}$ (см. рис. 3.4, в) построены кривые изменения тока

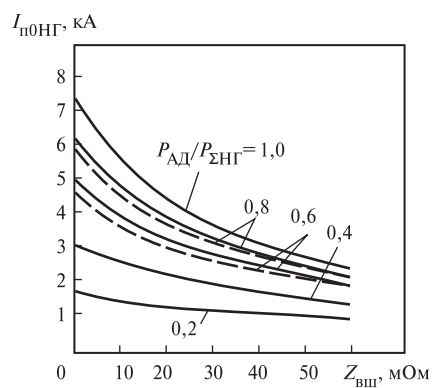


Рис. 3.9. Кривые зависимости тока КЗ комплексной нагрузки трансформатора 1000 кВ · А от значения внешнего сопротивления трехфазного КЗ при различном относительном составе потребителей

$I_{\text{п0}}$ для расчетных условий типовой схемы системы СН 0,4 кВ ТЭС (рис. 3.10). Кривые $I_{\text{п0}}$ построены при трехфазном металлическом КЗ на шинопровode 0,4 кВ (рис. 3.10) для трансформаторов мощностью 160—1000 кВ · А. Относительный состав потребителей трансформаторов на рис. 3.11 указан для асинхронных двигателей $P_{\text{ад}}/P_{\text{снг}}$, предполагая, что остальную часть нагрузки составляет электрическое освещение. Из рисунка следует, что влияние нагрузки, особенно двигательной, на значение тока КЗ в месте повреждения

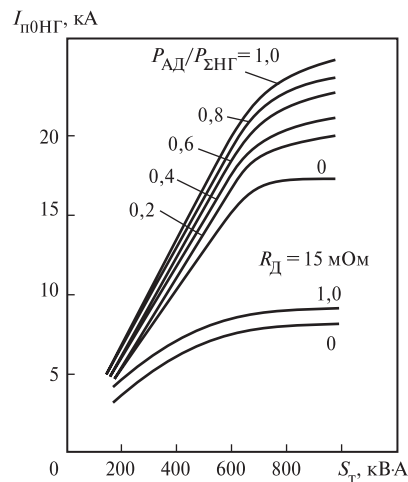
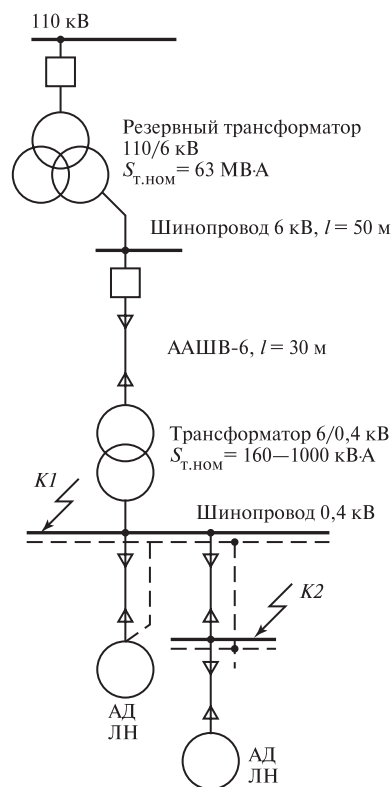


Рис. 3.11. Ток КЗ в системе собственных нужд ТЭС при КЗ за трансформаторами различной мощности

←
Рис. 3.10. Принципиальная схема системы собственных нужд 0,4 кВ ТЭС

значительно. Причем, это влияние возрастает с увеличением мощности трансформаторов. Практически для всех трансформаторов подпитка места КЗ током от электродвигателей составляет 30—40 % суммарного тока КЗ.

Исследуемая расчетная схема (см. рис. 3.3, в) соответствует условиям, при которых можно учесть влияние переходного сопротивления дуги на значение токов КЗ. На рис. 3.11 представлены расчетные кривые (нижние) для трансформаторов мощностью 160—1000 кВ · А с учетом влияния сопротивления электрической дуги $R_{д} = 15$ мОм. Из анализа полученных кривых следует, что при КЗ за общим сопротивлением дуги, равным 15 мОм, ток системы $I_{с}$ уменьшается более чем в 2 раза, а эффект влияния нагрузки настолько мал, что в практических расчетах им можно пренебречь.

В связи с увеличением мощности промышленных установок и, в частности, с применением трансформаторов 1600—2500 кВ · А возникает необходимость учета влияния сопротивления питающей сети

(6 кВ и выше) на токи КЗ, особенно при различном составе нагрузки. В данном случае влияние мощности (сопротивления) питающей энергосистемы на характер изменения токов при КЗ за трансформатором, имеющем различный относительный состав нагрузки, рассмотрено для понижающих трансформаторов 6/0,4 и 10/0,4 кВ при различных отношениях x_c/x_T , где x_c — сопротивление системы до выводов 6 или 10 кВ понижающего трансформатора с сопротивлением x_T . На рис. 3.12 показаны зоны изменения тока $I_{п0}$ при КЗ за трансформаторами мощностью 250, 630 и 1000 кВ · А при различном относительном составе их нагрузки. Из рисунка следует, что с увеличением сопротивления питающей сети (x_c/x_T) и мощности трансформатора зона влияния нагрузки на ток КЗ увеличивается.

Представляет интерес влияние относительного расположения точки КЗ по отношению к сборным шинам или значения общего сопротивления короткого замыкания Z_k для питающей системы и нагрузки на характер изменения тока КЗ (см. рис. 3.3, в). На рис. 3.13 представлены кривые тока $I_{п0}$, определяющие зоны влияния комплексной нагрузки на ток КЗ для определенных соотношений x_c/x_T ,

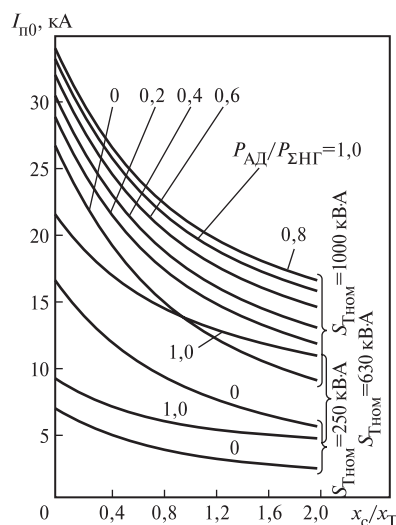


Рис. 3.12. Кривые зависимости тока при трехфазном КЗ на выводах 0,4 кВ трансформаторов от x_c/x_T питающей энергосистемы (x_c/x_T) при различном относительном составе потребителей нагрузки

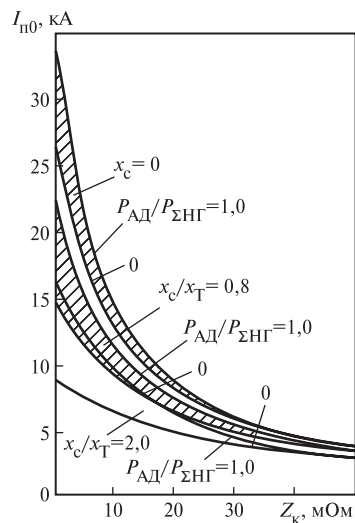


Рис. 3.13. Кривые зависимости тока КЗ от значения параметров короткозамкнутой цепи (Z_k)

трансформатора мощностью 1000 кВ · А при различных значениях Z_k . Из рисунка следует, что влияние комплексной нагрузки на ток $I_{п0}$ в месте КЗ снижается с увеличением значения x_c/x_T электрической удаленности точки КЗ, а также с увеличением мощности энергосистемы. Для определенных соотношений x_c/x_T можно найти такое значение Z_k , при котором влиянием нагрузки можно пренебречь.

Таким образом, исследования влияния комплексной нагрузки на ток в месте КЗ показали, что при расчетах токов КЗ нагрузку следует представлять с учетом ее относительного состава. Однако при определенных условиях влияние нагрузки незначительно и им можно пренебречь. При расчетах токов КЗ комплексную нагрузку можно не учитывать, если, например, ток КЗ от узла нагрузки не превышает 5 % суммарного тока в месте КЗ, определенного без учета нагрузки. Такое допущение подтверждается также зарубежными нормами [1] расчета токов КЗ.

Иначе, переходя к номинальному току узла, можно сказать, что при расчете токов КЗ следует учитывать влияние комплексной нагрузки, если суммарный номинальный ток узла нагрузки больше 1 % начального значения периодической составляющей тока в месте КЗ, определенного без учета нагрузки. Это допущение можно представить в следующем виде:

$$S_{АД} \leq \frac{U_{ср.ном}}{100x_T S_{Т ном} \left(\frac{x_c}{x_T} + 1 \right)}, \quad (3.17)$$

где $S_{АД}$ — полная мощность асинхронных двигателей узла нагрузки, отнесенная к номинальной мощности трансформатора.

Однофазное и двухфазное КЗ. Автором проведен анализ влияния комплексной нагрузки на токи одно- и двухфазного коротких замыканий на выводах 0,4 кВ трансформатора 1000 кВ · А.

На рис. 3.14 штриховыми линиями представлены зависимости периодической составляющей тока узла нагрузки $I_{п0НГ}^{(1)}$ от его относительного состава потребителей для расчетных условий однофазного КЗ на выводах 0,4 кВ трансформатора мощностью 1000 кВ · А. Каждая кривая соответствует определенному составу потребителей (например, АД и ЛН, П, АД, ЛН и т.д.) и отражает значительное его влияние на характер изменения тока $I_{п0НГ}^{(1)}$. С уменьшением в узле мощности асинхронных электродвигателей (до 0,5—0,4 $P_{*АД}$) составляющая тока КЗ нагрузки увеличивается. Это можно объяснить значительным уменьшением сопротивления нулевой последо-

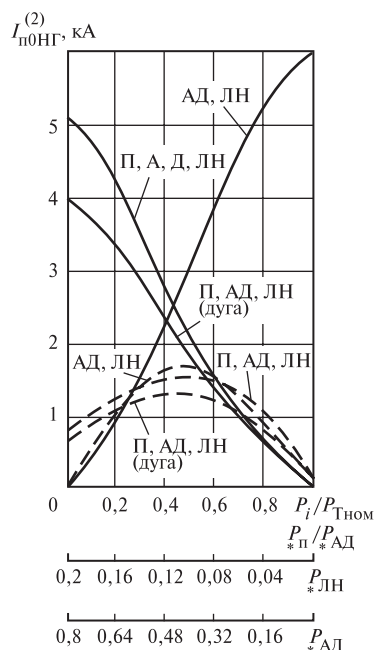


Рис. 3.14. Ток комплексной нагрузки при одно- и двухфазном КЗ на выводах 0,4 кВ трансформатора мощностью 1000 кВ·А в зависимости от относительного состава его потребителей

плексной нагрузки. Это объясняется тем, что проверка чувствительности защит при однофазном КЗ на землю в сети 0,4 кВ должна выполняться для случая КЗ через переходное сопротивление [56]. На рис. 3.14 представлены расчетные кривые тока КЗ, отражающие влияние активного сопротивления дуги, равного 15 мОм. Анализ полученных результатов показывает, что эффект влияния сопротивления дуги заключается в снижении тока КЗ и зависит от относительного состава потребителей. Так, при однофазном КЗ наибольшее влияние сопротивления дуги проявляется при наличии в узле 40—60 % асинхронных электродвигателей (рис. 3.14), а при двухфазном — при 60—100 %-ном составе электродвигателей в узле.

Для определения общего характера влияния комплексной нагрузки при одно- и двухфазном КЗ были построены кривые изменения составляющей тока КЗ от комплексной нагрузки при коротком замыкании за трансформаторами мощностью от 160 до 2500 кВ·А.

вательности узла нагрузки, влияние которого практически прекращается при дальнейшем снижении состава электродвигателей в узле (менее $0,4 P_{*АД}$). Дальнейшее снижение тока $I_{п0НГ}^{(1)}$ объясняется снижением ЭДС $E_{НГ}$ и увеличением сопротивлений прямой и обратной последовательностей нагрузки $z_{1НГ}$ и $z_{2НГ}$.

Анализ изменения расчетных кривых $I_{п0НГ}^{(2)}$ при двухфазном КЗ (рис. 3.14, сплошные линии) показывает, что максимальные значения тока имеют место, когда узел состоит только из электродвигателей, с уменьшением их мощности в узле подпитка места повреждения током нагрузки снижается. Сравнение составляющих токов КЗ от энергосистемы и от нагрузки при двухфазном КЗ показывает значительное влияние нагрузки (до 30 % от тока энергосистемы).

Определенный интерес представляет исследование влияния переходного сопротивления дуги в месте повреждения на значения токов КЗ ком-

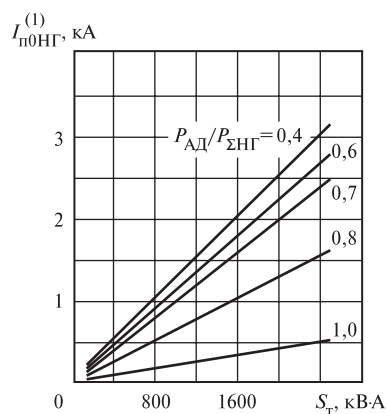


Рис. 3.15. Ток однофазного КЗ комплексной нагрузки при различном составе потребителей для трансформаторов различной мощности

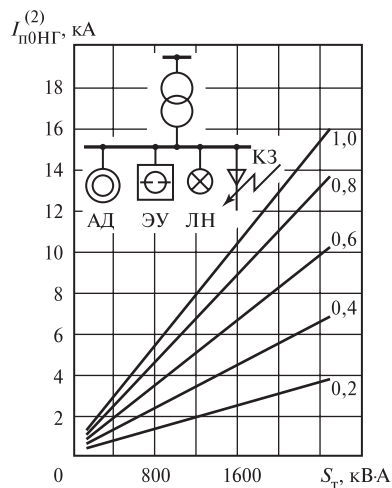


Рис. 3.16. Ток двухфазного КЗ комплексной нагрузки при различном составе потребителей для трансформаторов различной мощности

Полученные расчетные данные показали, что характер изменения кривых тока КЗ нагрузки зависит от ее относительного состава потребителей. Причем, если в состав узла вместе со статическими потребителями входят асинхронные электродвигатели, то изменение кривых тока КЗ зависит от последних и имеет вид, близкий к представленному на рис. 3.15 и 3.16.

Относительный состав потребителей на рис. 3.15 и 3.16 указан для асинхронных электродвигателей в предположении, что остальную часть нагрузки составляют преобразователи и лампы накаливания в соответствии с рис. 3.14.

Влияние узлов нагрузки, состоящих из статических потребителей, проявляется в результирующем токе КЗ места повреждения и зависит также от их относительного состава. Представленные на рис. 3.15 и 3.16 расчетные кривые могут быть использованы при расчетах токов КЗ для учета влияния комплексной нагрузки.

Исследования показали, что при расчете токов КЗ в электроустановках до 1 кВ следует учитывать влияние комплексной нагрузки, возможность неучета нагрузки может быть оценена на основании приведенных рекомендаций. При учете нагрузки в расчетных схемах различных последовательностей могут быть использованы рекомендуемые параметры нагрузки, зависящие от относительного состава потребителей.

4 Короткие замыкания в автономных системах электроснабжения

4.1. Математическая модель автономной системы электроснабжения

Появление электронно-вычислительных комплексов, радиоэлектронной аппаратуры, а также новых систем автоматического управления, защиты и комплексов контрольно-измерительных приборов поставило перед разработчиками систем автономного электроснабжения ряд новых проблем, связанных с повышением надежности, бесперебойным и качественным электроснабжением.

В настоящее время для анализа режимов работы автономных энергосистем широко применяют методы математического моделирования. В связи с повышением требований к точности моделирования при разработке и создании надежных систем электроснабжения значительно возросло внимание к моделям автономных энергосистем, основанным на полных уравнениях (например, Парка—Горева) как для синхронных генераторов и электродвигателей, так и для всех элементов сети. Актуальным является разработка универсальных моделей многомашинных систем, позволяющих исследовать кратковременные (короткие замыкания — КЗ, автоматическое повторное включение — АПВ, автоматический ввод резерва — АВР) и длительные (пуск, самозапуск, синхронизация) переходные процессы в автономных системах с учетом их взаимного влияния. Обычные методы расчета режимов КЗ, устойчивости или электромеханических переходных процессов в больших энергосистемах не требуют, как известно, учета изменения момента вращения первичного двигателя (например, турбины) в ходе процесса. Однако для автономных систем, характеризующихся небольшой инерционностью процессов неучет воздействия на переходный процесс регулирования или изменения момента первичных двигателей не всегда допустим.

Для исследования переходных процессов в автономной энергосистеме разработана трехфазная математическая модель автономной системы (рис. 4.1), состоящей из двух электромашинных агрегатов (каждый состоит из синхронного генератора СГ1 или СГ2 с системой возбуждения и первичного двигателя АД1 или АД2), узлов статической нагрузки (НГ1, НГ2, НГ3), линий (Л1, Л2, Л3 автономной

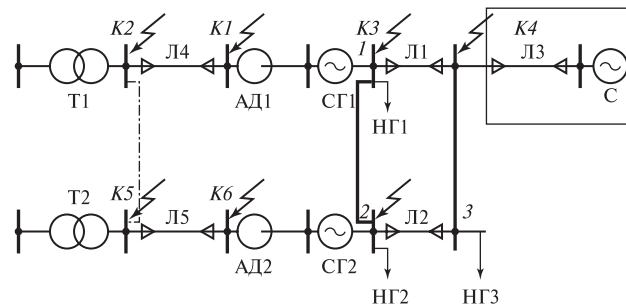


Рис. 4.1. Принципиальная схема параллельного включения двух электромашинных агрегатов

энергосистемы С), а также системы питания АД1 или АД2, включающей трансформаторы Т1 и Т2, подключенные к разным источникам питания, и двух кабельных линий Л4 и Л5. Автономная электрическая система (СГ1, СГ2, Л1, Л2, Л3, НГ1, НГ2, НГ3, С) и система питания (Т1, Т2, Л4, Л5, АД1, АД2) связаны между собой через механическую связь в виде общих валов агрегатов АД1—СГ1 и АД2—СГ2.

Математическая модель синхронного генератора представляет собой систему дифференциальных уравнений Парка—Горева в осях d , q , 0 , связанных с ротором. Однако необходимость исследования несимметричных режимов в сети генератора потребовала использования координат A , B , C , 0 . Переход от системы координат d , q к A , B , C осуществляется с помощью преобразователя координат.

Математическая модель синхронного генератора. В общем случае, при анализе переходных процессов в синхронном генераторе за положительное направление для токов статора принято направление от генератора во внешнюю сеть, а для токов роторных контуров — от внешнего источника в генератор. Скольжение считается положительным при скорости ротора выше скорости статора.

При выводе дифференциальных уравнений для синхронного генератора принимаются общепринятые допущения [57].

Системы уравнений Парка—Горев описывают переходные процессы в синхронном генераторе без учета насыщения магнитных путей при постоянной частоте вращения в сети ω_c . Ниже приводятся уравнения, в которых все величины выражены в относительных единицах. Уравнения рассматриваются для синхронного генератора

с обмоткой возбуждения (индекс f) и демпферными контурами (индексы D и Q) по одному в каждой оси:

$$\left. \begin{aligned} U_d &= -\psi_q(1+s)\omega_c - \frac{d\psi_d}{dt} - i_d R; \\ U_q &= -\psi_d(1+s)\omega_c - \frac{d\psi_q}{dt} - i_q R; \\ U_f &= \frac{d\psi_f}{dt} - i_f R_f; \\ 0 &= \frac{d\psi_D}{dt} - i_D R_D; \\ 0 &= \frac{d\psi_Q}{dt} - i_Q R_Q; \\ \frac{ds}{dt} &= \frac{1}{T_j} (M_c - M); \\ \frac{d\delta}{dt} &= s\omega_c; \\ M &= \psi_d i_q - \psi_q i_d, \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

где $U_d, U_q, \psi_d, \psi_q, i_d, i_q$ — напряжения, потокосцепления и токи обмотки статора по осям d и q ; i_D, i_Q, ψ_D, ψ_Q — токи и потокосцепления демпферной обмотки ротора по осям d и q ; U_f, i_f, ψ_f — напряжение, ток и потокосцепление обмотки возбуждения; R, R_f, R_D, R_Q — активные сопротивления обмотки статора, обмотки возбуждения и демпферного контура по осям d и q ; T_j — механическая постоянная времени агрегата генератор—турбина; M — электромагнитный момент; M_c — момент механических сил.

Уравнения связи электрических контуров при отсутствии насыщения записываются в векторной форме: $x \cdot \underline{i} = \underline{\psi}$, где x — матрица сопротивлений; $\underline{i}$ и $\underline{\psi}$ — векторы тока и потокосцепления. Поскольку матрица коэффициентов системы постоянна, то, найдя один раз обратную ей матрицу x^{-1} , можно вычислять вектор $\underline{i}$ умножением переменного столбца свободных членов $\underline{\psi}$ на постоянную x^{-1} : $\underline{i} = x^{-1} \cdot \underline{\psi}$.

Для перехода от токов статора i_d и i_q к фазным величинам i_A, i_B, i_C используются соотношения:

$$\left. \begin{aligned} i_A &= -i_d \sin \gamma + i_q \cos \gamma + i_0; \\ i_B &= -i_d \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + i_q \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + i_0; \\ i_C &= -i_d \sin \left(\gamma + \frac{2\pi}{3} \right) + i_q \cos \left(\gamma + \frac{2\pi}{3} \right) + i_0, \end{aligned} \right\} \quad (4.2)$$

где γ — угол между продольной осью d и фазной осью A , $\gamma = \omega t + \alpha$; i_0 — ток нулевой последовательности.

Установившийся режим синхронного генератора при синхронной частоте вращения характеризуется тремя параметрами. Обычно это либо активная и реактивная мощности и напряжение (или ток, напряжение и коэффициент мощности), либо активная мощность, напряжение и ток возбуждения i_f . Расчет остальных параметров режима выполняется построением векторной диаграммы при известных сопротивлениях генератора.

Векторы параметров установившегося режима синхронного генератора удобно определять в естественной вращающейся системе координат d и q , задаваемой осями ротора синхронной машины (d — продольная ось поля ротора, совпадающая с осью обмотки возбуждения; q — поперечная ось ротора, перпендикулярная продольной).

Эквивалентная ЭДС синхронного генератора E_Q и угол $\delta_{(0)}$ могут быть определены как

$$E_Q = \sqrt{\left(U_0 + \frac{Q_0 x_q}{U_0} \right)^2 + \left(\frac{P_0 x_q}{U_0} \right)^2}; \quad (4.3)$$

$$\delta_0 = \arcsin \frac{P_0 x_q}{U_0 E_Q}. \quad (4.4)$$

Продольные и поперечные составляющие напряжения и потоко-сцеплений в установившемся режиме можно представить в виде:

$$\left. \begin{aligned} U_{d0} &= -\psi_{q0} = U_0 \sin \delta_0; \\ U_{q0} &= \psi_{d0} = U_0 \cos \delta_0. \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

Начальные значения токов:

$$I_{q0} = \frac{U_{d0}}{x_q}; \quad I_{d0} = \frac{E_Q - U_{q0}}{x_q};$$

$$I_{f0} = \frac{U_{f0}}{x_{ad}}; \quad I_{D0} = 0; \quad I_{Q0} = 0,$$

где $E_q = E_Q + I_{d0}(x_d - x_q) = U_{f0}$.

Начальные значения потокосцеплений ротора:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_{D0} &= I_{d0}x_{ad} + U_{f0}; \\ \Psi_{Q0} &= I_{q0}x_{aq}; \\ \Psi_{f0} &= U_{f0} \frac{x_f}{x_{ad}} + I_{d0}x_{ad}. \end{aligned} \right\}. \quad (4.6)$$

Математическая модель асинхронного двигателя. Асинхронный двигатель отличается от синхронной машины отсутствием обмотки возбуждения и полной симметрией ротора. Уравнения и схемы замещения асинхронного двигателя могут быть получены из уравнений схем замещения синхронной машины.

Обычно в схеме замещения асинхронного двигателя выделяют два основных контура: *эквивалентной обмотки статора* и *обмотки ротора*. Однако зависимость параметров ротора от частоты токов в нем делает модель, содержащую по одному контуру ротора в каждой оси с постоянными параметрами, практически непригодной для расчетов переходных процессов особенно в двигателях большой мощности при значительных изменениях скольжения. Это можно избежать, если нелинейные зависимости сопротивлений ротора $R_r(s)/s$ $x_{\sigma r}(s)$ представить, например, в виде многоконтурной схемы замещения, состоящей из ряда параллельно включенных ветвей с постоянными сопротивлениями в каждой из них $R_{ri}(s)/s$, $x_{\sigma ri}$ ($i = 1, 2, \dots, n$), где $x_{\sigma r}$ — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора; R_r — активное сопротивление обмотки ротора.

Учитывая, что в дальнейшем рассматривается многомашинный узел, моделируемый в координатах d и q , ниже приводится система дифференциальных уравнений асинхронного двигателя в осях d и q ,

которая применительно к двухконтурной схеме замещения имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} U_d &= \frac{d\psi_d}{dt} + \omega\psi_q + R_s i_d; \\ U_q &= \frac{d\psi_q}{dt} + \omega\psi_d + R_s i_q; \\ 0 &= \frac{d\psi_{D1}}{dt} + R_{r1} i_{D1}; \\ 0 &= \frac{d\psi_{Q1}}{dt} + R_{r1} i_{Q1}; \\ 0 &= \frac{d\psi_{D2}}{dt} + R_{r2} i_{D2}; \\ 0 &= \frac{d\psi_{Q2}}{dt} + R_{r2} i_{Q2}; \\ \frac{ds}{dt} &= \frac{1}{T_j} (M_c - M); \\ M &= \psi_d i_q - \psi_q i_d, \end{aligned} \right\} \quad (4.7)$$

где $U_d, U_q, \psi_d, \psi_q, i_d, i_q$ — напряжения, потокосцепления и токи обмотки статора по осям d и q ; $i_{D1}, i_{Q1}, i_{D2}, i_{Q2}, \psi_{D1}, \psi_{Q1}, \psi_{D2}, \psi_{Q2}$ — токи и потокосцепления соответственно первой и второй обмоток ротора по осям d и q ; R_s, R_{r1}, R_{r2} — активные сопротивления статора, первого и второго контуров ротора.

Уравнения связи электрических контуров записываются в векторной форме: $x \cdot \mathbf{i} = \Psi$, где x — матрица сопротивлений; $\mathbf{i}, \Psi$ — векторы тока и потокосцепления.

Вектор тока $\mathbf{i}$ можно вычислить умножением переменного столбца свободных членов Ψ на постоянную x^{-1} : $\mathbf{i} = x^{-1} \cdot \Psi$.

Для перехода от токов статора i_d, i_q к фазным величинам i_A, i_B, i_C используются соотношения (4.2).

Установившийся режим асинхронного двигателя. Установившийся режим асинхронного двигателя характеризуется постоянными угловой частотой вращения ротора ($\omega = \text{const}$) и потокосцеплений роторных и статорных d и q контуров

$$p\psi_d = p\psi_q = p\psi_{D1} = p\psi_{Q1} = p\psi_{D2} = p\psi_{Q2}, \text{ где } p\psi_d = d\psi_d/dt \text{ и т.д.}$$

Расчет начальных условий решения системы уравнений (4.7) проводится на основании выражений, полученных из векторной диаграммы, построенной для двигателя с одним контуром ротора и системы уравнений, соответствующих установившемуся режиму асинхронного электродвигателя. При этом предполагаются известными режимные параметры $U_{(0)}$, $P_{(0)}$ и $\cos \varphi_{(0)}$ — начальные значения напряжения и коэффициента активной мощности.

Начальные значения тока статора:

$$\left. \begin{aligned} i_{d0} &= I_0 \sin \varphi_0; \\ i_{q0} &= (-I_0) \cos \varphi_0. \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

$$I_0 = \sqrt{\frac{P_0^2 + Q_0^2}{U_0}}; \quad Q_0 = \frac{P_0}{\cos \varphi_0} \sqrt{1 - \cos^2 \varphi_0}.$$

Начальные значения потокосцеплений:
статора

$$\left. \begin{aligned} \Psi_{q0} &= \frac{-U_{d0} - R_s i_{d0}}{1 + s_{\text{АД}}}; \\ \Psi_{d0} &= \frac{U_{q0} - R_s i_{q0}}{1 + s_{\text{АД}}}; \end{aligned} \right\} \quad (4.9)$$

ротора

$$\left. \begin{aligned} \Psi_{D0} &= \frac{a(U_{q0} + R_s i_{q0}) - i_{d0}}{b}; \\ \Psi_{Q0} &= \frac{a(U_{d0} + R_s i_{d0}) + i_{q0}}{b}, \end{aligned} \right\} \quad (4.10)$$

где $a = \frac{x_r}{x_r x_s + x_\mu^2}$; $b = \frac{x_\mu}{x_r x_s - x_\mu^2}$; $x_s = x_\mu + x_{\sigma 1}$; $x_r = x_\mu + x_{\sigma r}$; где $x_{\sigma 1}$ —

индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора; x_μ — сопротивление взаимоиндукции между обмотками статора и ротора.

Начальные значения тока ротора:

$$\left. \begin{aligned} i_{D0} &= \frac{1}{x_r} (\Psi_{D0} - i_{d0} x_\mu); \\ i_{Q0} &= \frac{1}{x_r} (\Psi_{Q0} - i_{q0} x_\mu). \end{aligned} \right\} \quad (4.11)$$

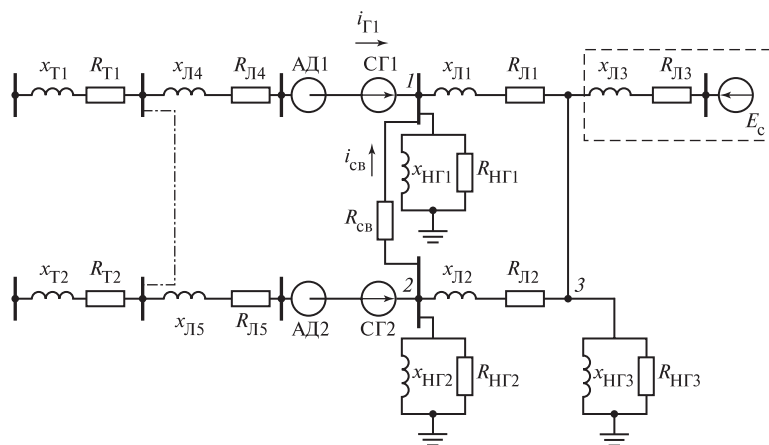


Рис. 4.2. Рас-

четная схема замещения

Начальное значение момента сопротивления механизма принимается равным электромагнитному моменту электродвигателя $M_{c(0)} = M = \Psi_{d(0)} i_{q(0)} - \Psi_{q(0)} i_{d(0)}$ или коэффициенту загрузки механизма $M_{c(0)} = k_{з(0)}$.

Математическая модель статической нагрузки и межузловых связей. Статическая нагрузка в общем виде может быть представлена цепью с активным $R_{НГ}$ и индуктивным $x_{НГ}$ сопротивлениями (рис. 4.2). Дифференциальные уравнения статической нагрузки, например для узла 2, имеют вид:

$$u_2 = R_{НГ2} i_{НГ2} + x_{НГ2} \frac{di_{НГ2}}{dt} + j\omega_c x_{НГ2} i_{НГ2}. \quad (4.12)$$

Дифференциальные уравнения для линий межузловых связей (например, кабельная линия между узлами 2 и 3) записывается аналогично:

$$u_2 - u_3 = R_{Л2} i_{Л2} + x_{Л2} \frac{di_{Л2}}{dt} + j\omega_c x_{Л2} i_{Л2}. \quad (4.13)$$

Расчет параметров схемы замещения асинхронного двигателя. Для определения параметров (которые обычно не приводятся в каталогах) схемы замещения асинхронных двигателей с помощью ЭВМ рассмотрим один из методов, обладающий достаточно высокой для инженерных расчетов точностью [58].

Исходными параметрами для расчета являются следующие каталожные или экспериментальные данные: $K_{п}$ — кратность пускового тока при скольжении $s = 1$; $M_{\max}$, и $M_{п}$ — кратность максимального

и пускового моментов; $P_{\text{ном}}, U_{\text{ном}}, I_{\text{ном}}, \cos \varphi_{\text{ном}}, \eta_{\text{ном}}, n_{\text{ном}}$ — номинальные значения активной мощности, напряжения, тока статора, коэффициента мощности, коэффициента полезного действия и частоты вращения.

Алгоритм расчета параметров схемы замещения двигателя.

1. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора $x_{\sigma s}$ определяется в зависимости от кратности пускового тока K_{Π} :

$$x_{\sigma s} = \frac{1}{f_{sr} K_{\Pi}}, \quad (4.14)$$

где f_{sr} — коэффициент, зависящий от распределения входного индуктивного сопротивления между статором и ротором ($2 \leq f_{sr} \leq 3$).

2. Индуктивное сопротивление ветви намагничивания на первом шаге расчета принимается равным

$$x_{\mu} = \left[\sin \varphi_{\text{ном}} - \cos \varphi_{\text{ном}} (M_{\text{мах}} - \sqrt{M_{\text{мах}}^2 - 1}) \right]^{-1}. \quad (4.15)$$

В дальнейшем значение x_{μ} уточняется методом последовательных приближений.

Пренебрегая потерями в стали ($R_{\mu} = 0$), скорректируем номинальные значения $\eta_{\text{ном}}$ и $\cos \varphi_{\text{ном}}$ таким образом, чтобы в схеме замещения при номинальном скольжении $s_{\text{ном}}$ ток статора и вращающий момент были равными номинальным значениям. Для этого воспользуемся уравнением баланса активных мощностей в номинальном режиме. Причем, если активное сопротивление статора R_s не задано, то его принимают равным номинальному скольжению $s_{\text{ном}}$. Тогда, в относительных единицах скорректируемые величины $\eta'_{\text{ном}}$ и $\cos \varphi'_{\text{ном}}$ имеют вид:

$$\eta'_{\text{ном}} = \eta_{\text{ном}} + \Delta P_c = 1 - R_s \frac{\eta_{\text{ном}} \cos \varphi_{\text{ном}} s_{\text{ном}}}{1 - s_{\text{ном}}}; \quad (4.16)$$

$$\cos \varphi'_{\text{ном}} = \frac{\eta_{\text{ном}} \cos \varphi_{\text{ном}}}{\eta'_{\text{ном}}}. \quad (4.17)$$

В этом случае индуктивное сопротивление x_{μ} можно определить

$$x_{\mu} = \frac{1}{i_{\mu}} - x_{\sigma s}, \quad (4.18)$$

где i_μ — ток намагничивания определяемый, как

$$i_\mu = \sin \varphi'_{\text{НОМ}} - (M_{\text{max}} - \sqrt{M_{\text{max}}^2 - 1}) \cos \varphi'_{\text{НОМ}}. \quad (4.19)$$

3. Входные сопротивления двигателя определяются в номинальном (при $s_{\text{НОМ}}$) и пусковом (при $s = 1$) режимах:

$$R_{\text{ВХ.НОМ}} = \cos \varphi'_{\text{НОМ}}; \quad x_{\text{ВХ.НОМ}} = \sin \varphi'_{\text{НОМ}}; \quad (4.20)$$

$$R_{\text{ВХ.П}} = R_s + \frac{M_{\text{р.п}} \cos \varphi'_{\text{НОМ}} \eta'_{\text{НОМ}}}{K_{\text{р.п}}^2 (1 - s_{\text{НОМ}})}; \quad x_{\text{ВХ.П}} = \sqrt{\frac{1}{K_{\text{р.п}}^2} - R_{\text{ВХ.П}}^2}, \quad (4.21)$$

где $M_{\text{р.п}}$ и $K_{\text{р.п}}$ — расчетные значения кратностей пускового момента и тока, которые в целях повышения точности определения параметров контуров ротора определены, как $M_{\text{р.п}} = M_{\text{п}}; K_{\text{р.п}} = 0,99K_{\text{п}}$.

4. Проводимости ротора q_r и b_r определяются также в номинальном ($q_{r\text{НОМ}}, b_{r\text{НОМ}}$) пусковом ($q_{r\text{П}}, b_{r\text{П}}$) режимах, с учетом рассчитанных выше по (4.20) и (4.21) сопротивлений. Так, для номинального режима:

$$\left. \begin{aligned} q_{r\text{НОМ}} &= \frac{R_{\text{ВХ.НОМ}} - R_s}{(R_{\text{ВХ.НОМ}} - R_s)^2 + (x_{\text{ВХ.НОМ}} - x_{\sigma s})^2}; \\ b_{r\text{НОМ}} &= \frac{x_{\text{ВХ.НОМ}} - x_{\sigma s}}{(R_{\text{ВХ.НОМ}} - R_s)^2 + (x_{\text{ВХ.НОМ}} - x_{\sigma s})^2} - \frac{1}{x_\mu}. \end{aligned} \right\} \quad (4.22)$$

5. Параметры первого контура ротора $q_{r1}, x_{\sigma r1}$ принимают равными результирующему сопротивлению ротора в номинальном режиме

$$R_{r1} = \frac{q_{r\text{НОМ}}}{q_{r\text{НОМ}}^2 + b_{r\text{НОМ}}^2} s_{\text{НОМ}}; \quad x_{\sigma r1} = \frac{b_{r\text{НОМ}}}{q_{r\text{НОМ}}^2 + b_{r\text{НОМ}}^2}, \quad (4.23)$$

где $q_{r\text{НОМ}}$ и $b_{r\text{НОМ}}$ определяют соответственно по (4.22).

6. Параметры второго контура ротора q_{r2}, b_{r2} находят как разность между результирующей проводимостью ротора и проводимостью первого контура ротора (при $s = 1$):

$$q_{r2} = q_{r\text{П}} - \frac{R_{r1}}{R_{r1}^2 + x_{\sigma r1}^2}; \quad b_{r2} = b_{r\text{П}} - \frac{x_{\sigma r1}}{R_{r1}^2 + x_{\sigma r1}^2}; \quad (4.24)$$

$$R_{r2} = \frac{q_{r2}}{q_{r2}^2 + b_{r2}^2}; \quad x_{r2} = \frac{b_{r2}}{q_{r2}^2 + b_{r2}^2}. \quad (4.25)$$

7. Критическое скольжение s_k определяют по формуле

$$s_k = \frac{M_{\max} \pm \sqrt{M_{\max}^2 - 1 - c_2(1 - M_{\max})}}{1 + c_2(1 - M_{\max})} s_{\text{ном}}, \quad (4.26)$$

$$\text{где } c_1 = 1 + \frac{x_{\sigma s}}{x_{\mu}}; \quad c_2 = \frac{2R_s s_{\text{ном}}}{c_1 R_{r\text{ном}}}.$$

8. Точность расчета параметров двухконтурной схемы замещения двигателя проверяют расчетом тока статора и вращающего момента в зависимости от скольжения в целях их сравнения с каталожными данными для скольжений: $s_{\text{ном}}$, s_k и $s = 1$. Для этого определяют результирующие проводимости ротора ветви намагничивания:

$$\left. \begin{aligned} q_{rs} &= \frac{R_{r1}/s}{(R_{r1}/s)^2 + x_{\sigma r1}^2} + \frac{R_{r2}/s}{(R_{r2}/s)^2 + x_{\sigma r2}^2}; \\ b_{rs}^m &= \frac{x_{\sigma r1}}{(R_{r1}/s)^2 + x_{\sigma r1}^2} + \frac{x_{\sigma r2}}{(R_{r2}/s)^2 + x_{\sigma r2}^2}. \end{aligned} \right\} \quad (4.27)$$

Входные сопротивления

$$R_{\text{вх}}^s = R_s + \frac{q_{rs}}{q_{rs}^2 + (b_{rs}^m)^2}; \quad x_{\text{вх}}^s = x_{\sigma s} + \frac{b_{rs}^m}{q_{rs}^2 + (b_{rs}^m)^2}. \quad (4.28)$$

Ток статора и вращающий момент в номинальном режиме ($U = 1$) определяют по формулам:

$$i_s = \frac{1}{\sqrt{(R_{\text{вх}}^s)^2 + (x_{\text{вх}}^s)^2}}; \quad (4.29)$$

$$M_s = i_s^2 (R_{\text{вх}}^s - R_s) \frac{1 - s_{\text{ном}}}{\cos \varphi'_{\text{ном}} \eta'_{\text{ном}}}. \quad (4.30)$$

На основании вышеизложенного алгоритма была разработана программа расчета параметров схемы замещения асинхронных двигателей для ЭВМ.

Пример. Определить параметры одноконтурной схемы замещения асинхронного двигателя 4A160S4Y3, имеющего следующие каталожные данные [59]:

$$\begin{array}{lll} P_{\text{ном}} = 15 \text{ кВт} & U_{\text{ном}} = 230 \text{ В} & \eta_{\text{ном}} = 0,895 \\ \cos \varphi = 0,87 & K_{\Pi} = 7 & \\ M_{\Pi} = 1,4 & M_{\max} = 2,3 & s_{\text{ном}} = 0,023. \end{array}$$

Принимая $R_s \approx s_{\text{ном}} = 0,023$ определяем расчетные значения η' и $\cos \varphi'_{\text{ном}}$

$$\eta' = 1 - 0,023 - \frac{0,895 \cdot 0,87 \cdot 0,023}{1 - 0,023} = 0,958 ;$$

$$\cos \varphi' = \frac{0,895 \cdot 0,87}{0,958} = 0,813 .$$

Индуктивное сопротивление рассеяния статора:

$$x_{\sigma s} = \frac{1}{3 \cdot 7} = 0,047 .$$

Ток холостого хода примем равным току намагничивания:

$$i_{\mu} = 0,586 - (2,3 - \sqrt{2,3^2 - 1})0,81 = 0,4 .$$

Определяем индуктивное сопротивление ветви намагничивания:

$$x_{\mu} = \frac{1}{0,4} - 0,047 = 2,453 .$$

Входные сопротивления при $s_{\text{ном}}$ и при $s = 1$

$$R_{\text{вх.ном}}^s = 0,81; \quad x_{\text{вх.ном}}^s = 0,586;$$

$M_{\text{р.п}}$ — расчетное значение пускового момента:

$$M_{\text{р.п}} = 1,01 \cdot 1,4 = 1,414;$$

$K_{\text{р.п}}$ — расчетное значение пускового тока:

$$K_{\text{р.п}} = 0,99 \cdot 7,0 = 6,93;$$

$$R_{\text{вх.п}} = 0,023 \frac{1,414 \cdot 0,81 \cdot 0,958}{6,93^2 \cdot (1 - 0,023)^2} = 0,0464 ;$$

$$x_{\text{вх.п}}^s = \sqrt{\frac{1}{6,93^2 - 0,02333^2}} = \sqrt{0,02082 - 0,00054} = 0,142 .$$

Определяем проводимости ротора при $s_{\text{ном}}$ и при $s = 1$

$$q_{r\text{ном}}^s = \frac{0,0464 - 0,023}{(0,0464 - 0,023)^2 + (0,142 - 0,047)^2} = \frac{0,0234}{0,00957} = 2,44 ;$$

$$b_{r\text{ном}}^s = \frac{0,142 - 0,047}{(0,0464 - 0,023)^2 + (0,142 - 0,047)^2} = \frac{0,095}{0,00957} = 9,516 ;$$

$$q_{r\text{п}}^s = \frac{0,81 - 0,023}{(0,81 - 0,023)^2 + (0,586 - 0,047)^2} = 0,865 ;$$

$$b_{r\pi}^s = \frac{0,586 - 0,47}{(0,81 - 0,023)^2 + (0,586 - 0,047)^2} - \frac{1}{2,453} = 0,185.$$

Определяем параметры ротора

$$R_r = \frac{0,865 \cdot 0,023}{0,865^2 + 0,185^2} = 0,025;$$

$$x_{\sigma r} = \frac{0,132}{0,865^2 + 0,185^2} = 0,169.$$

Находим критическое скольжение:

$$c_1 = 1 + \frac{0,047}{2,453} = 1,02; \quad c_2 = \frac{2 \cdot 0,023^2}{1,02 \cdot 0,025} \cdot 0,023 = 0,0414;$$

$$s_k = \frac{2,3 + \sqrt{2,3^2 - 1 - 0,0414 \cdot (1 - 2,3)}}{1 + 0,0414 \cdot (1 - 2,3)} \cdot 0,023 = 0,105.$$

Моделирование узла связи генераторов и нагрузки. Узел нагрузки I представлен в модели параллельно включенными индуктивным ($x_{HГ1}$) и активным ($R_{HГ1}$) сопротивлениями и моделируется по уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} \frac{di_{LHГ1A}}{dt} &= \frac{R_{LHГ1A} \omega_c (i_{свA} - i_{LHГ1A} + i_{Г1A})}{x_{HГ1A}}, \\ \frac{di_{LHГ1B}}{dt} &= \frac{R_{LHГ1B} \omega_c (i_{свB} - i_{LHГ1B} + i_{Г1B})}{x_{HГ1B}}, \\ \frac{di_{LHГ1C}}{dt} &= \frac{R_{HГ1C} \omega_c (i_{свC} - i_{LHГ1C} + i_{Г1C})}{x_{HГ1C}}, \end{aligned} \right\} \quad (4.31)$$

где $i_{свA}$, $i_{свB}$, $i_{свC}$ — токи в цепи связи фаз A , B , C определяются по уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} i_{свA} &= (u_{LHГ1A} - u_{HГ2A}) / R_{свA}; \\ i_{свB} &= (u_{HГ1B} - u_{HГ2B}) / R_{свB}; \\ i_{свC} &= (u_{HГ1C} - u_{HГ2C}) / R_{свC}. \end{aligned} \right\} \quad (4.32)$$

Напряжения в фазах A , B , C узла нагрузки I :

$$\left. \begin{aligned} U_{LHГ1A} &= R_{HГ1A} (i_{свA} - i_{LHГ1A} + i_{Г1A}); \\ U_{HГ1B} &= R_{HГ1B} (i_{свB} - i_{LHГ1B} + i_{Г1B}); \\ U_{HГ1C} &= R_{HГ1C} (i_{свC} - i_{LHГ1C} + i_{Г1C}). \end{aligned} \right\}$$

Узел нагрузки 2 представлен в модели параллельно включенными индуктивным ($x_{\text{НГ}2}$) и активным ($R_{\text{НГ}2}$) сопротивлениям и моделируется по уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} \frac{di_{\text{ЛНГ}2A}}{dt} &= \frac{R_{\text{НГ}2A}\omega_c(i_{\text{св}A} - i_{\text{ЛНГ}2A} + i_{\text{Г}2A})}{x_{\text{НГ}2A}}; \\ \frac{di_{\text{ЛНГ}2B}}{dt} &= \frac{R_{\text{НГ}2B}\omega_c(i_{\text{св}B} - i_{\text{ЛНГ}2B} + i_{\text{Г}2B})}{x_{\text{НГ}2B}}; \\ \frac{di_{\text{ЛНГ}2C}}{dt} &= \frac{R_{\text{НГ}2C}\omega_c(i_{\text{св}C} - i_{\text{ЛНГ}2C} + i_{\text{Г}2C})}{x_{\text{НГ}2C}}. \end{aligned} \right\} \quad (4.33)$$

Напряжения в фазах A, B, C узла нагрузки 2

$$\left. \begin{aligned} U_{\text{НГ}2A} &= R_{\text{НГ}2A}(i_{\text{св}A} - i_{\text{ЛНГ}2A} + i_{\text{Г}2A}); \\ U_{\text{НГ}2B} &= R_{\text{НГ}2B}(i_{\text{св}B} - i_{\text{ЛНГ}2B} + i_{\text{Г}2B}); \\ U_{\text{НГ}2C} &= R_{\text{НГ}2C}(i_{\text{св}C} - i_{\text{ЛНГ}2C} + i_{\text{Г}2C}). \end{aligned} \right\} \quad (4.34)$$

Основные параметры модели узла нагрузки 1:

$R_{\text{НГ}1A}$ и $R_{\text{НГ}2A}$ — активные сопротивления нагрузок 1 и 2 в фазе A ;
 $R_{\text{НГ}1B}$ и $R_{\text{НГ}2B}$ — активные сопротивления нагрузок 1 и 2 в фазе B ;
 $R_{\text{НГ}1C}$ и $R_{\text{НГ}2C}$ — активные сопротивления нагрузок 1 и 2 в фазе C ;
 $X_{\text{НГ}1A}$ и $X_{\text{НГ}2A}$ — индуктивные сопротивления нагрузок 1 и 2 в фазе A ;

$X_{\text{НГ}1B}$ и $X_{\text{НГ}2B}$ — индуктивные сопротивления нагрузок 1 и 2 в фазе B ;

$X_{\text{НГ}1C}$ и $X_{\text{НГ}2C}$ — индуктивные сопротивления нагрузок 1 и 2 в фазе C ;

$R_{\text{св}A}$ — сопротивление связи узлов 1 и 2 в фазе A ;

$R_{\text{св}B}$ — сопротивление связи узлов 1 и 2 в фазе B ;

$R_{\text{св}C}$ — сопротивление связи узлов 1 и 2 в фазе C ;

$i_{\text{Г}1A}$ и $i_{\text{Г}2A}$ — токи генераторов 1 и 2 в фазе A ;

$i_{\text{Г}1B}$ и $i_{\text{Г}2B}$ — токи генераторов 1 и 2 в фазе B ;

$i_{\text{Г}1C}$ и $i_{\text{Г}2C}$ — токи генераторов 1 и 2 в фазе C ;

$i_{\text{ЛНГ}1A}$ и $i_{\text{ЛНГ}2A}$ — индуктивные токи нагрузок 1 и 2 в фазе A ;

$i_{\text{ЛНГ}1B}$ и $i_{\text{ЛНГ}2B}$ — индуктивные токи нагрузок 1 и 2 в фазе B ;

$i_{\text{ЛНГ}1C}$ и $i_{\text{ЛНГ}2C}$ — индуктивные токи нагрузок 1 и 2 в фазе C .

Уравнения линии связи Л1 (Л2) и Л3

$$\left. \begin{aligned} \frac{di_{Л1A}}{dt} &= \omega_c \frac{(u_{1A} - u_{3A} - i_{Л1A} R_{Л1})}{x_{Л1}}; \\ \frac{di_{Л1B}}{dt} &= \omega_c \frac{(u_{1B} - u_{3B} - i_{Л1B} R_{Л1})}{x_{Л1}}; \\ \frac{di_{Л1C}}{dt} &= \omega_c \frac{(u_{1C} - u_{3C} - i_{Л1C} R_{Л1})}{x_{Л1}}; \end{aligned} \right\} \quad (4.34)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{di_{Л3A}}{dt} &= \omega_c \frac{[u_{3A} - E_c \cos(\omega_c t) - i_{Л3A} R_{Л3}]}{x_{Л3}}; \\ \frac{di_{Л3B}}{dt} &= \omega_c \frac{[u_{3B} - E_c \cos(\omega_c t - \frac{2\pi}{3}) - i_{Л3B} R_{Л3}]}{x_{Л3}}; \\ \frac{di_{Л3C}}{dt} &= \omega_c \frac{[u_{3C} - E_c \cos(\omega_c t + \frac{2\pi}{3}) - i_{Л3C} R_{Л3}]}{x_{Л3}}. \end{aligned} \right\} \quad (4.35)$$

Уравнения для узла генераторов

$$\left. \begin{aligned} \frac{di_{Ly31A}}{dt} &= \omega_c (i_{Г1A} - i_{Л1A} - i_{Ly31A}) \frac{R_{y31}}{x_{y31}}; \\ \frac{di_{Ly31B}}{dt} &= \omega_c (i_{Г1B} - i_{Л1B} - i_{Ly31B}) \frac{R_{y31}}{x_{y31}}; \\ \frac{di_{Ly31C}}{dt} &= \omega_c (i_{Г1C} - i_{Л1C} - i_{Ly31C}) \frac{R_{y31}}{x_{y31}}; \end{aligned} \right\} \quad (4.36)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{1A} &= (i_{Г1A} - i_{Л1A} - i_{Ly31A}) R_{y31}; \\ u_{1B} &= (i_{Г1B} - i_{Л1B} - i_{Ly31B}) R_{y31}; \\ u_{1C} &= (i_{Г1C} - i_{Л1C} - i_{Ly31C}) R_{y31}. \end{aligned} \right\}$$

Узел 3 (см. рис. 4.2).

$$\left. \begin{aligned} \frac{di_{Ly33A}}{dt} &= \omega_c (i_{Л1A} - i_{Л3A} - i_{Л2A} - i_{Ly33A}) \frac{R_{y33}}{x_{y33}}; \\ \frac{di_{Ly33B}}{dt} &= \omega_c (i_{Л1B} - i_{Л3B} - i_{Л2B} - i_{Ly33B}) \frac{R_{y33}}{x_{y33}}; \\ \frac{di_{Ly33C}}{dt} &= \omega_c (i_{Л1C} - i_{Л3C} - i_{Л2C} - i_{Ly33C}) \frac{R_{y33}}{x_{y33}}; \end{aligned} \right\} \quad (4.37)$$

$$\left. \begin{aligned} u_{3A} &= (i_{Л1A} - i_{Л3A} - i_{Л2A} - i_{Ly33A}) R_{y33}; \\ u_{3B} &= (i_{Л1B} - i_{Л3B} - i_{Л2B} - i_{Ly33B}) R_{y33}; \\ u_{3C} &= (i_{Л1C} - i_{Л3C} - i_{Л2C} - i_{Ly33C}) R_{y33}, \end{aligned} \right\}$$

где $x_{Л1}$, $x_{Л3}$, $R_{Л1}$, $R_{Л2}$ — индуктивные и активные сопротивления первой и третьей линий;

E_c — ЭДС системы;

$i_{Л1A}$, $i_{Л2A}$, $i_{Л3A}$ — токи в фазе A линий Л1, Л2 и Л3;

$i_{Л1B}$, $i_{Л2B}$, $i_{Л3B}$ — токи в фазе B линий Л1, Л2 и Л3;

$i_{Л1C}$, $i_{Л2C}$, $i_{Л3C}$ — токи в фазе C линий Л1, Л2 и Л3;

u_{1A} , u_{2A} , u_{3A} — напряжение в фазе A узлов 1, 2 и 3;

u_{1B} , u_{2B} , u_{3B} — напряжение в фазе B узлов 1, 2 и 3;

u_{1C} , u_{2C} , u_{3C} — напряжение в фазе C узлов 1, 2 и 3;

x_{y31} , x_{y33} , R_{y31} , R_{y33} — индуктивные и активные сопротивления узлов 1 и 3, являющиеся балансом напряжения в модели (на рис. 4.2 не приведены);

i_{Ly31A} , i_{Ly33A} — токи в фазе A узлов 1 и 3;

i_{Ly31B} , i_{Ly33B} — токи в фазе B узлов 1 и 3;

i_{Ly31C} , i_{Ly33C} — токи в фазе C узлов 1 и 3.

4.2. Короткие замыкания в системе электроснабжения электромашинных агрегатов

Ниже приводятся результаты исследования переходных процессов двух параллельно включенных агрегатов с синхронными генераторами ЕСС-62-У4 мощностью 12/15 кВт/кВ·А и напряжением 230/400 В. Расчеты выполнены в относительных единицах (о.е.), в качестве базисных приняты номинальные параметры синхронного

генератора. Основные параметры генератора: $R = 0,109/0,3$ Ом; $R_f = 0,43$ Ом; $x_\sigma = 0,0627/0,0657$ о.е.; $x_d = 1,672/1,746$ о.е.; $x_q = 0,893/0,931$ о.е.; $x_d'' = 0,143/0,146$ о.е.; демпферная обмотка отсутствует $x_d'' = x_d'$; $x_d'' = x_d' = x_q$; $T_{d0}' = 1,0/0,985$ с; $T_d' = 0,088/0,082$ с; $T_Q = 0,021/0,023$ с. При моделировании СГ предусмотрена двухкратная форсировка возбуждения ($U_f = 2U_{f0}$).

Основными режимами исследования в системе электроснабжения электромашинных агрегатов приняты (см. рис. 4.1):

трехфазное КЗ на выводах асинхронных двигателей ($K1$ или $K6$) или при различной удаленности в радиальной схеме (точки $K2$, $K5$); несимметричные КЗ при таких же условиях;

КЗ за общим внешним сопротивлением (в виде линии $L4$) для асинхронного двигателя и источника его питания (точка $K5$ для АД1);

перерыв в электроснабжении первичного двигателя (выбег и самозапуск АД1 и АД2).

При питании асинхронных двигателей от одного источника практически все аварийные возмущения в сети питания одинаково влияют на асинхронные двигатели. Степень влияния того или иного возмущения зависит от его электрической удаленности от двигателей.

Практический и теоретический интерес представляют исследования электроснабжения АД1 и АД2 от разных источников питания. При КЗ в цепи питания асинхронных двигателей вследствие появления тормозного момента КЗ в двигателях, последние резко замедляют скорость вращения. Частота вращения синхронных генераторов, так же как и асинхронных двигателей изменяется линейно, наклон прямой определяется параметрами асинхронного двигателя и условиями КЗ. Частота вращения асинхронного двигателя во время КЗ будет изменяться быстрее, чем при изменении частоты во время выбега того же двигателя, отключенного от источника питания. Поэтому при исследовании влияния аварийных возмущений (отключения или КЗ) на основные параметры электроэнергии электромашинных агрегатов (частота — f , напряжение — U) в качестве контрольного возмущения в цепи питания асинхронных двигателей принято трехфазное КЗ.

При КЗ на выводах одного из асинхронных двигателей, например АД1, напряжение другого асинхронного двигателя (АД2) остается неизменным ($U_{АД2} = U_{номАД}$). Несмотря на это, КЗ на выводах АД1 приводит к изменению режима работы также и второго машинного агрегата (АД2—СГ2). Это объясняется тем, что СГ1 и СГ2 работают на общую нагрузку. Электромагнитный момент короткозамкнутого асинхронного двигателя АД1 быстро уменьшается, что приводит к

разгрузке СГ1. Частота СГ1 увеличивается (рис. 4.3), затем уменьшается, что приводит к его раскачиванию с увеличивающейся частотной амплитудой и синхронный генератор выпадает из синхронизма. Второй синхронный генератор СГ2 увеличивает нагрузку. Переходный процесс в агрегате АД2—СГ2 характеризуется снижением частоты вращения в начальный момент, затем резким ее увеличением. Электромагнитный момент СГ2 также увеличивается к моменту времени $t = 0,12$ с, $M_3 = 2,6$. Напряжение в цепи СГ1 аварийного агрегата уменьшается (к моменту времени $t = 0,12$ с составляет: $U_{СГ1} = 0,86U_{\text{ном}}$), а в цепи неповрежденного агрегата растет (при $t = 0,12$ с $U_{СГ2} = 1,14U_{\text{ном}}$).

При КЗ за общим сопротивлением (Л4, Л5) для асинхронного двигателя и источника питания (К2, К5) остаточное напряжение на выводах асинхронного двигателя остается практически постоянным в течение КЗ. Это подтверждают многочисленные экспериментальные данные, отражающие различные условия КЗ за общим сопротивлением для двигательной нагрузки и источника электроэнергии.

Анализ экспериментальных данных показал, что принятое допущение о постоянстве напряжения в течение КЗ справедливо, особенно для узлов, включающих асинхронные двигатели. Поэтому в качестве примера исследования указанного аварийного случая рассмотрено удаленное КЗ, при котором остаточное напряжение на выводах АД1 в течение КЗ составляет $0,5U_{\text{ном}}$. Напряжение на выводах АД2 остается неизменным и равным $U_{\text{ном}}$.

При КЗ в сети одного из источников питания частота вращения электромашинных агрегатов уменьшается. Частота вращения электромашинного агрегата АД1—СГ1 изменяется линейно, так как имеет место КЗ в цепи питания АД1. К моменту отключения КЗ ($t_k = 0,1$ с) частота вращения снижается до $0,87f_{\text{ном}}$. Частота вращения агрегата АД2—СГ2 изменяется параболически и к моменту времени $t_k = 0,1$ с составляет $0,906f_{\text{ном}}$. Электромагнитные моменты АД1 и СГ1 растут вследствие разгрузки агрегата (рис. 4.4). Так, электромагнитный момент СГ1 к моменту времени $t_k = 0,1$ с увеличился до 1,5. Изме-

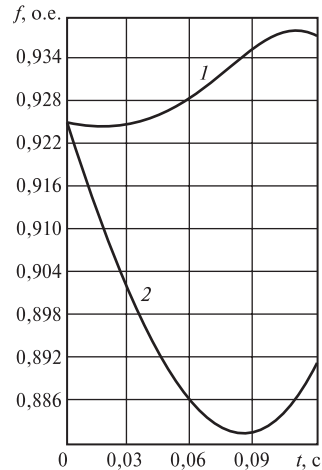


Рис. 4.3. Изменение частоты вращения электромашинных агрегатов при КЗ на выводах асинхронного двигателя АД1 (1 — АД1—СГ1; 2 — АД2—СГ2) при раздельном их питании

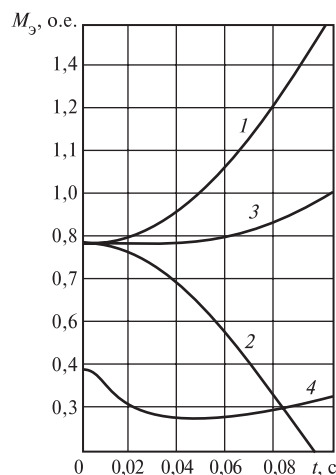


Рис. 4.4. Изменение электромагнитного момента (или активной мощности) синхронных генераторов (1 — СГ1, 2 — СГ2) и асинхронных двигателей (3 — АД1, 4 — АД2) при КЗ в цепи питания асинхронного двигателя АД1 ($U_{АД1} = 0,5U_{ном}$)

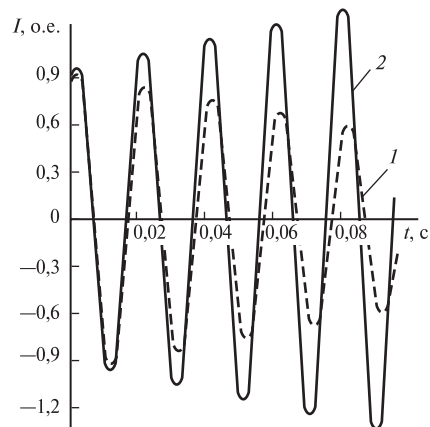


Рис. 4.5. Кривые тока синхронных генераторов СГ1 и СГ2 при КЗ в цепи питания асинхронного двигателя АД1 ($U_{АД1} = 0,5U_{ном}$; $U_{АД2} = U_{ном}$; 1 — СГ1; 2 — СГ2)

нение параметров переходного процесса второго агрегата АД2—СГ2, у которого $U_{АД2} = U_{ном}$ характеризуется увеличением нагрузки. Это подтверждается снижением частоты его вращения, так и увеличением в его цепи тока (рис. 4.5). К моменту КЗ $t = 0,1$ с ток в цепи СГ2 увеличился до 1,46. Вследствие увеличения нагрузки у агрегата АД2—СГ2 его напряжение снизилось (до 0,89 при $t_k = 0,1$ с), а у агрегата АД1—СГ1 увеличилось.

Таким образом, при КЗ в системе питания асинхронного двигателя одного из агрегатов характер протекания переходного процесса в исследуемой системе питания и в автономной электрической системе определяется остаточным напряжением на выводах этого двигателя, а также продолжительностью КЗ.

4.3. Короткие замыкания в автономной энергосистеме

При исследовании режимов КЗ в автономной системе, питаемой синхронными генераторами СГ1 и СГ2, рассмотрим короткие замыкания на выводах одного из генераторов и удаленное КЗ. Короткое замыкание на выводах СГ1 (см. рис. 4.1) сопровождается резкими всплесками тока в генераторе, которые составляют (8—10) $I_{Гном}$. В ре-

зультате возникают относительно большие электромагнитные усилия, действующие на обмотки, а также ударные электромагнитные моменты на валу машины. Аperiodический ток статора синхронного генератора образует неподвижный в пространстве магнитный поток, который, взаимодействуя с вращающимся магнитным потоком, вызывает знакопеременные ударные моменты. Кроме них возникают тормозные моменты, обусловленные потерями, но они сравнительно невелики и за короткий промежуток времени их влияние обычно незначительно. В исследуемом СГ1 при КЗ на выводах начальный мгновенный бросок электромагнитного момента M_{Σ} составляет примерно $8,0 M_{\Sigma, \text{ном}}$, к моменту отключения ($t_k = 0,12$ с) — $6,0 M_{\Sigma, \text{ном}}$. КЗ на выводах СГ1 является удаленным для второго синхронного генератора СГ2. Поэтому его переходный процесс характеризуется значительно меньшим всплеском электромагнитного момента ($M_{\Sigma} = 4 M_{\Sigma, \text{ном}}$) и быстрым затуханием колебаний (рис. 4.6, кривая 2).

Наличие периодической составляющей вращающего момента приводит к образованию пульсаций при изменении скольжения или частоты вращения генератора (рис. 4.7). Эти пульсации особенно значительны при отсутствии демпферных обмоток в роторе синхронного генератора.

Частота вращения агрегата АД1—СГ1 растет вследствие его разгрузки, а агрегата АД2—СГ2 падает вследствие увеличения его

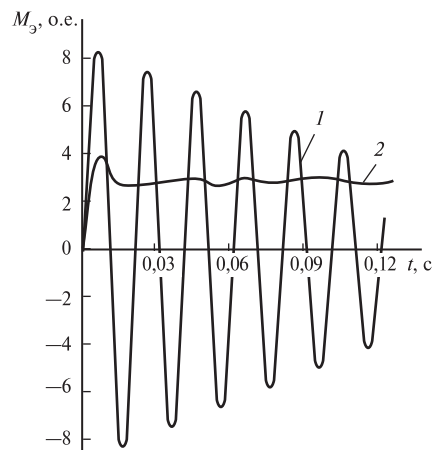


Рис. 4.6. Изменение электромагнитного момента синхронных генераторов СГ1 и СГ2 при КЗ на выводах СГ1 (1 — СГ1; 2 — СГ2)

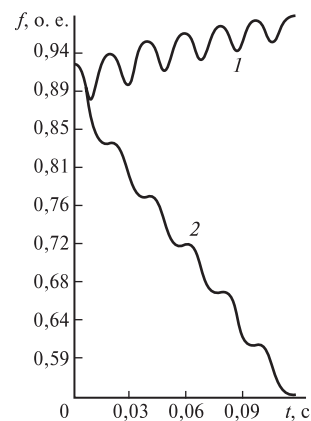


Рис. 4.7. Частота вращения электромашинных агрегатов при КЗ на выводах синхронного генератора СГ1 (1 — СГ1; 2 — СГ2)

нагрузки и к моменту времени $t_k = 0,12$ с составляет $0,55 f_{\text{ном}}$. Влияние системы возбуждения в данном случае учитывается введением форсировки возбуждения по напряжению $U_f = 2U_{f0}$.

Следует также обратить внимание на резкое увеличение тока цепи АД2. Так, к моменту отключения КЗ ток АД2 возрос до $3,3 I_{\text{ном}}$, вследствие увеличения нагрузки на агрегате АД2—СГ2, что следует учитывать при настройке устройств релейной защиты и автоматики автономной системы.

При анализе переходных процессов в электромашинах агрегатах для случая удаленного КЗ рассмотрено трехфазное КЗ за кабелем (точка К4, см. рис. 4.1). Характер изменения параметров переходного процесса в обоих агрегатах практически одинаков, так как точка КЗ одинаково электрически удалена от СГ1—СГ2. Анализ переходных процессов в асинхронных двигателях АД1 и АД2 показывает, что КЗ со стороны синхронных генераторов вызывает увеличение в них электромагнитного момента и потребляемой мощности вследствие появления тормозного момента и уменьшения частоты вращения СГ1 или СГ2. Ток в цепях АД1 и АД2 растет, что необходимо учесть при настройке их релейной защиты. Так, к моменту времени $t_k = 0,1$ с ток АД1 или АД2 увеличился до $1,8 I_{\text{ном}}$.

Внезапное включение нагрузки на одном из синхронных генераторов автономной системы вызывает резкое снижение напряжения, что не всегда допустимо для ряда потребителей, особенно тех, мощность которых соизмерима с мощностью генератора. При исследовании указанного режима в схеме рис. 4.1 было принято, что в исходном режиме агрегат АД1—СГ1 имел номинальную нагрузку, а агрегат АД2—СГ2 работал в режиме холостого хода. Частота вращения нагруженного агрегата была меньше частоты вращения агрегата, работающего в режиме холостого хода ($f_{\text{СГ1}} < f_{\text{СГ2}}$). Процесс внезапного увеличения нагрузки заключался в том, что ненагруженный агрегат АД2—СГ2 автоматически включался в сеть при условии улавливания псевдосинхронизма по фазе ЭДС и одновременно включалась форсировка возбуждения СГ2 и нагрузка. Внезапный наброс нагрузки вызывал снижение частоты вращения обоих агрегатов. Затем частота вращения агрегата АД1—СГ1 поднималась до уровня исходного режима. Частота вращения агрегата АД2—СГ2 снижалась до этого же уровня.

Характер изменения электромагнитного момента (активной мощности) АД1 и АД2, а также СГ1 и СГ2 приведен на рис. 4.8. Под влиянием аperiodической составляющей тока КЗ синхронной машины

электромагнитные моменты генераторов СГ1 и СГ2 имеют пульсирующий характер изменения.

В результате исследований переходных процессов с помощью ЭВМ в системе, питания асинхронного электропровода электромашиных агрегатов и в автономной электрической системе с синхронными генераторами типа ЕСС и узлами нагрузки установлено:

степень влияния КЗ в цепях питания асинхронных двигателей на режим работы агрегатов определяется видом и условиями КЗ, при близких КЗ от асинхронного электропривода синхронный генератор выпадает из синхронизма;

влияние КЗ в автономной системе зависит от места и продолжительности КЗ и может привести к перегрузке и отключению неповрежденного агрегата;

внезапное включение нагрузки приводит к резкому изменению напряжения в автономной системе. Определены условия, при которых продолжительное снижение напряжения при отсутствии надлежащей форсировки возбуждения генераторов приводит к нарушению нормальной работы автономной системы.

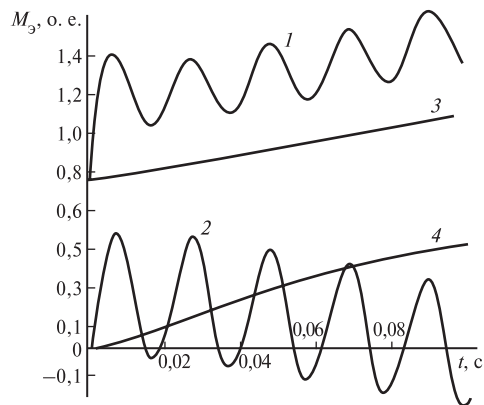


Рис. 4.8. Изменение электромагнитного момента синхронных генераторов (1 — СГ1, 2 — АД2) и асинхронных двигателей (3 — АД1; 4 — АД2) при включении нагрузки на агрегат АД2—СГ2

4.4. Эквивалентные параметры и кривые токов КЗ синхронных генераторов автономных систем электроснабжения 230/400 В

Для расчета периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени до настоящего времени применялся метод типовых кривых [51, 57]. Этот метод основан на использовании специальных кривых, характеризующих изменение периодической составляющей тока во времени при разных удаленностях точки КЗ. Кривые [57] получены на базе параметров мощных гидро- и турбогенераторов и ориентированы на определение токов КЗ в крупных энергосистемах. Приведенные в [51] типовые кривые периодической составляющей тока КЗ получены для синхронных генераторов авто-

номных систем электроснабжения 6—10 кВ и не могут быть использованы для систем напряжением 230/400 В.

В зарубежной практике расчета токов КЗ наибольшее распространение имеет метод, рекомендуемый Международной электротехнической комиссией [1]. Согласно этому методу для расчета начального значения тока КЗ в промышленных сетях и сетях низкого напряжения генератор представляют приведенным сопротивлением прямой последовательности

$$Z = R + jx_d'' ,$$

где x_d'' — сверхпереходное индуктивное сопротивление генератора; R — активное сопротивление генератора, принимаемое равным $0,15x_d''$ при $U \leq 1$ кВ.

Для определения периодической составляющей тока КЗ к моменту отключения ($I_{пт}$) используется коэффициент μ ($I_{пт} = I_{к\mu}''$), определяемый по специальным кривым в зависимости от продолжительности КЗ.

Сравнение приведенных в [52] расчетных способов определения тока КЗ в произвольный момент времени указывает на значительное расхождение результатов расчета.

Используемые в автономных системах 230/400 В синхронные генераторы не классифицируются по основным техническим параметрам, номинальной мощности и частоте вращения. Преимущественно выпускаются генераторы с частотой вращения 1500, 1000, 750 мин⁻¹, однако используются и генераторы с частотой вращения 500 и 375 мин⁻¹. Стандартной частотой 50 и 60 Гц, однако применяются генераторы 400 Гц, 10 000 Гц, а также ряда других нестандартных частот.

Современные синхронные генераторы автономных энергетических систем изготавливаются с бесщеточными системами возбуждения (например, серий ЕСС, ЕСС5, ОС и др.). Однако широкое распространение имеют также генераторы с самовозбуждением (ГСФ, СГДС, СГДМ, МСС, ГМС, МСК) и генераторы с машинными возбудителями (МС, МСК, ГСД, СГД).

Применение типовых кривых [51], а также кривых МЭК при расчетах токов КЗ от указанных выше автономных источников может привести к значительным погрешностям, так как их параметры существенно отличаются от параметров тех генераторов, для которых были построены эти кривые. Поэтому возникла необходимость построения аналогичных кривых на базе параметров автономных источников электроэнергии 230/400 В.

Разработана программа расчета токов КЗ от синхронных генераторов на ЭВМ, которая базируется на математической модели синхронной машины в виде дифференциальных уравнений Парка—Горева, а также аналитических выражениях, позволяющих рассчитать действующее значение продольной периодической составляющей тока КЗ от генератора в произвольный момент времени (I_{dnt}), действующее значение поперечной периодической составляющей тока КЗ от генератора в произвольный момент времени (I_{qnt}) и суммарное действующее значение периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени от синхронного генератора с демпферными контурами (I_{nt}):

$$I_{dnt} = \frac{E_{q0}}{x_d + x_{вш}} + \left(\frac{E'_{q0}}{x'_{d(1d)} + x_{вш}} - \frac{E_{q0}}{x_d + x_{вш}} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} +$$

$$+ \left(\frac{E''_{q0}}{x''_{d(1d)} + x_{вш}} - \frac{E'_{q0}}{x'_d + x_{вш}} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} +$$

$$+ \left(\frac{E_{qn} - E_{q0}}{x_d + x_{вш}} \right) \left(1 - \frac{T'_d - T_{\sigma 1d}}{T'_d - T''_d} e^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{T'_d - T_{\sigma 1d}}{T'_d - T''_d} e^{-\frac{t}{T''_d}} \right);$$

$$I_{qnt} = \frac{E''_{d0}}{x''_{d(1d)} + x_{вш}} e^{-\frac{t}{T''_q}}; \quad I_{nt} = \sqrt{I_{dnt}^2 + I_{qnt}^2},$$

где E_{q0} — синхронная ЭДС генератора по поперечной оси до момента КЗ; E'_{q0} и E''_{q0} — переходная и сверхпереходная ЭДС генератора по поперечной оси до момента КЗ (формула для определения E''_q отличается от формулы для E'_q лишь тем, что в нее вместо x'_d входит x''_d); E_{qn} — предельное значение синхронной ЭДС генератора по поперечной оси (при предельном токе возбуждения I_{fn}); E''_d — сверхпереходная ЭДС машины по продольной оси до момента КЗ; T'_d и T''_d — постоянные времени затухания переходной и сверхпереходной составляющих тока КЗ по продольной оси, с. Эти постоянные времени при КЗ за внешним сопротивлением $x_{вш}$ определяют по формулам:

$$T'_d = T'_f + T'_{1d} \quad \text{и}$$

$$T''_d = \sigma' T'_f T'_{1d} / (T'_f + T'_{1d}),$$

$$T'_f = \frac{x'_f}{\omega R_f} = \frac{x_f - \frac{x_{ad}^2}{x_d + x_{вш}}}{\omega R_f};$$

$$T'_{1d} = \frac{x'_{1d}}{\omega R_{1d}} = \frac{x_{1d} - \frac{x_{ad}^2}{x_d + x_{вш}}}{\omega R_{1d}};$$

$$\sigma' = 1 - \frac{(x_\sigma + x_{вш})^2 x_{ad}^2}{[x_f(x_d + x_{вш}) - x_{ad}^2][x_{1d}(x_d + x_{вш}) - x_{ad}^2]},$$

где x_f и R_f — индуктивное и активное сопротивления обмотки возбуждения; x_{1d} и R_{1d} — индуктивное и активное сопротивления продольного демпферного контура; x_{ad} и x_{aq} — индуктивные сопротивления взаимоиндукции между обмоткой якоря и контурами ротора по продольной и поперечной осями; x_σ — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки якоря; $x_{вш}$ — внешнее сопротивление, т.е. сопротивление элементов электрической цепи, которые при КЗ оказываются включенными между выводами генератора и точкой КЗ; x_d и x_q — синхронные сопротивления генератора по продольной и поперечной осями; x'_d и x''_d — переходное и сверхпереходное сопротивления генератора по продольной оси:

$$x'_{d(1d)} = (x_d + x_{вш}) \frac{T'_f + T'_{1d}}{T_{f0} + T_{1d0}}; \quad T_{f0} = \frac{x_f}{\omega R_f};$$

$$T_{1d0} = \frac{x_{1d}}{\omega R_{1d}}; \quad T_{\sigma 1d} = \frac{x_{\sigma 1d}}{\omega R_{1d}} = \frac{x_{1d} - x_{ad}}{\omega R_{1d}};$$

$x_{\sigma 1d}$ — индуктивное сопротивление продольного демпферного контура; T''_q — постоянная времени затухания сверхпереходной составляющей тока КЗ по поперечной оси, с, которую определяют по формуле

$$T''_q = T_{q0} \frac{x''_q + x_{вш}}{x_q + x_{вш}}.$$

Используя параметры схем замещения синхронных генераторов 230/400 В, можно рассчитать для них кривые изменения во времени тока КЗ. В качестве примера на рис. 4.9 для генератора МСК-1500,

$P_{\text{ном}} = 1500$ кВт приведены такие кривые в виде отношения $I_{\text{пт}}/I_{\text{п0}} = f(t)$ при различной удаленности точки КЗ от генератора (кривые 7, 8, 9).

Обычно под удаленностью точки КЗ от синхронного генератора понимают приведенное к номинальной мощности и номинальному напряжению генератора внешнее сопротивление, которое оказывается подключенным к машине в результате КЗ. Однако такая оценка удаленности применима лишь в том случае, когда расчетная схема содержит только один или несколько однотипных генераторов, находящихся в одинаковых условиях по отношению к точке КЗ. Во всех других случаях понятие внешнего сопротивления лишено смысла. Более удобной и более универсальной величиной, которая в полной мере характеризует удаленность точки КЗ от генератора и может быть определена в любой схеме и при любом числе источников питания, является отношение тока генератора в момент КЗ $I_{\text{п0}}$ к его номинальному току $I_{\text{ном}}$, т.е.

$$I_{*\text{п0(ном)}} = I_{\text{п0}}/I_{\text{ном}}.$$

При удаленных КЗ начальный относительный ток КЗ от генератора $I_{*\text{п0(ном)}}$ обычно составляет 1—2; по мере приближения точки КЗ к генератору этот ток увеличивается примерно до 6—8 (рис. 4.9).

Сравнение кривых $I_{\text{пт}}/I_{\text{п0}} = f(t)$ для генераторов, построенных при одинаковых удаленностях точки КЗ (рис. 4.9, кривые 1—7), показывает, что они отличаются друг от друга сравнительно мало, несмотря на существенное различие параметров. Это обусловлено принятым способом построения кривых: токи КЗ здесь отнесены к начальным токам КЗ от генераторов. При этом нивелируются различия параметров генераторов и кривые $I_{\text{пт}}/I_{\text{п0}} = f(t)$ для разных генераторов располагаются сравнительно близко друг от друга. Поэтому вместо указанных кривых для отдельных генераторов разных типов для расчетов с допустимой погрешностью целесообразно иметь единые кривые для всех генераторов одной серии или для всех типов авто-

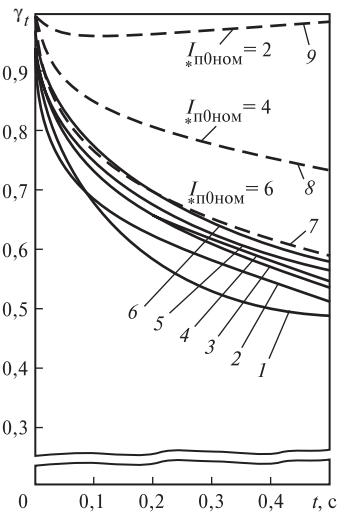


Рис. 4.9. Изменение во времени действующего значения периодической составляющей тока КЗ от синхронных генераторов МСК-1500 различной мощности ($U_{\text{ном}} = 400$ В)

номных источников электроэнергии 230/400 В. Такие кривые разработаны в результате эквивалентирования синхронных генераторов.

При определении параметров схемы замещения эквивалентного генератора, заменяющего группу синхронных генераторов, использован метод функционально-параметрического эквивалентирования [52].

За критерий эквивалентирования группы синхронных генераторов принято равенство между комплексом тока переходного процесса эквивалентного генератора и суммарным комплексом токов эквивалентируемых генераторов для любого момента времени. При одном и том же напряжении для генераторов это соответствует равенству полных мощностей эквивалентного S_Σ и эквивалентируемых

$\sum_{k=1}^N S_k$ генераторов:

$$S_\Sigma = \sum_{k=1}^N S_k.$$

Для принятого критерия эквивалентирования выражения, определяющие активные сопротивления схемы замещения эквивалентного синхронного генератора имеют вид (3.9).

Индуктивные сопротивления схемы замещения эквивалентного синхронного генератора ($x_{d\Sigma}$, $x_{q\Sigma}$, $x_{ad\Sigma}$, $x_{aq\Sigma}$, $x_{f\Sigma}$, $x_{D\Sigma}$, $x_{Q\Sigma}$) получены в результате формирования матрицы эквивалентных коэффициентов пропорциональности эквивалентного генератора и ее обращения (3.10). В результате расчетов, выполненных на ЭВМ с использованием параметров схем замещения синхронных генераторов различных серий, определены параметры схемы замещения эквивалентных генераторов для каждой из этих серий (табл. 4.1). На базе параметров эквивалентных генераторов этих серий, а также серий ГСФ, ГМ, СБГ, СГ, ЕСС, ЕСС5 рассчитаны параметры схемы замещения эквивалентного синхронного генератора автономных систем электроснабжения ($R_{d\Sigma} = R_{q\Sigma} = R_s$).

Для этих схем с использованием ЭВМ разработаны кривые изменения во времени действующего значения периодической составляющей тока КЗ от генератора, отнесенного к его начальному значению ($\gamma_t = I_{\text{кт}}/I_{\text{п0}}$), при разных удаленностях точки КЗ (рис. 4.10—4.12). На рис. 4.13 приведены аналогичные кривые для эквивалентного генератора автономных систем электроснабжения.

Методика использования типовых кривых достаточно проста и следует из изложенного способа их построения. Если автономная система содержит только один синхронный генератор, расчет тока КЗ с использованием метода типовых кривых ведут в следующем порядке.

Таблица 4.1

Эквивалентные параметры схем замещения синхронных генераторов

Серия генератора (напряжение, В)	R_s	R_f	R_{1d}	R_{1q}	x_d	x_q	x_f	x_{1d}	x_{1q}	x_{ad}	x_{aq}	x''_d
МСК-1500* (400)	$\frac{0,0087}{0,0177}$	$\frac{0,0018}{0,0046}$	$\frac{0,0336}{0,1602}$	$\frac{0,0422}{0,164}$	$\frac{2,072}{1,805}$	$\frac{1,0038}{0,875}$	$\frac{2,130}{1,877}$	$\frac{2,108}{1,944}$	$\frac{1,007}{0,914}$	$\frac{1,997}{1,740}$	$\frac{0,93}{0,809}$	$\frac{0,142}{0,158}$
МСК-1500* (230)	$\frac{0,0365}{0,0326}$	$\frac{0,0025}{0,6050}$	$\frac{0,0524}{0,1747}$	$\frac{0,0637}{0,167}$	$\frac{2,146}{1,978}$	$\frac{1,068}{0,940}$	$\frac{2,180}{2,059}$	$\frac{2,190}{2,098}$	$\frac{1,063}{0,980}$	$\frac{2,058}{1,905}$	$\frac{0,98}{0,867}$	$\frac{0,15}{0,164}$
МС-1500 (400)	0,0145	0,0023	0,0406	0,042	1,212	0,658	1,228	1,211	0,65	1,166	0,61	0,079
МС-1500 (230)	0,0149	0,0023	0,0406	0,042	1,212	0,658	1,228	1,211	0,65	1,166	0,61	0,079
МС-1000 (400)	0,0116	0,0020	0,0362	0,045	1,142	0,650	1,189	1,176	0,64	1,067	0,565	0,133
МС-1000 (230)	0,0133	0,0022	0,0433	0,051	1,161	0,654	1,204	1,199	0,65	1,083	0,574	0,135
СГДС (400)	0,02	0,0054	0,0154	0,018	2,103	1,119	2,130	2,067	1,083	2,027	1,0042	0,109
ЕСС, ЕСС5 (230)	0,031	0,0012	—	—	1,672	0,893	1,772	—	—	1,609	0,830	0,143
ЕСС, ЕСС5 (400)	0,085	0,0012	—	—	1,746	0,931	1,840	—	—	1,680	0,865	0,146
Эквивалентный генератор	0,0098	0,0023	0,049	0,0473	1,591	0,834	1,640	1,566	0,831	1,518	0,760	0,124

*В числителе большой мощности, в знаменателе — малой.

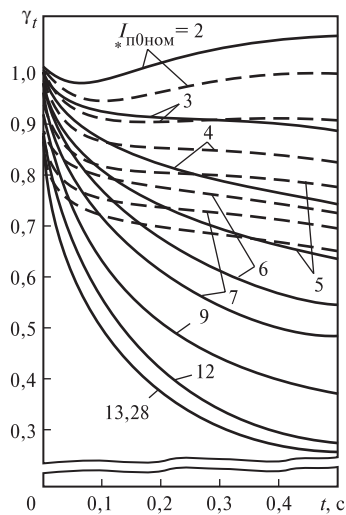


Рис. 4.10. Изменение периодической составляющей тока КЗ от эквивалентных синхронных генераторов различных серий:
 — — МС-1500; --- — МС-1000

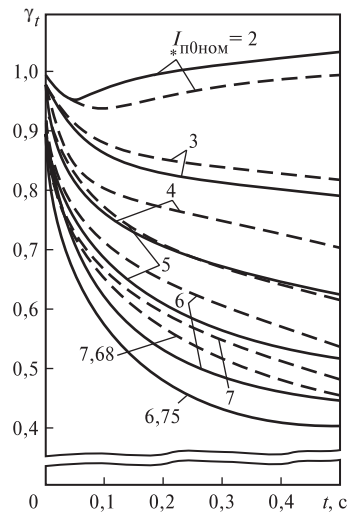


Рис. 4.11. Изменение периодической составляющей тока КЗ от эквивалентных синхронных генераторов различных серий:
 — — МСК-1500 малой мощности, $U_{ном} = 230$ В; --- — МСК-1500 большой мощности, $U_{ном} = 400$ В

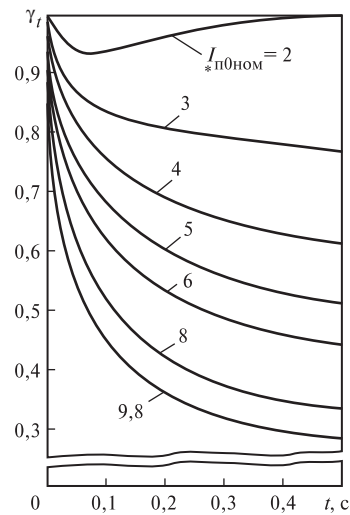


Рис. 4.12. Изменение периодической составляющей тока КЗ от эквивалентных синхронных генераторов серии СГДС, $U_{ном} = 400$ В

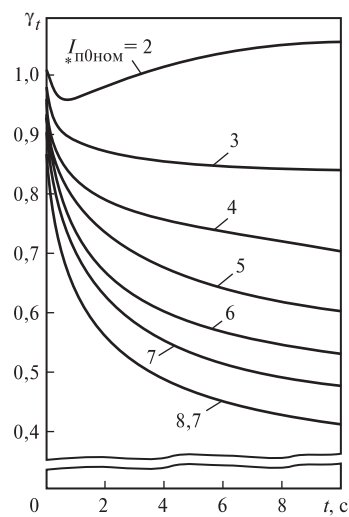


Рис. 4.13. Изменение периодической составляющей тока КЗ от эквивалентного синхронного генератора

1. Для исходной расчетной схемы составляют схему замещения, в которой генераторы представляют сверхпереходным сопротивлением x_d'' и сверхпереходной ЭДС, значение которой определяют по выражению

$$E'' = \sqrt{(U + Ix_d'' \sin \varphi)^2 + (Ix_d'' \cos \varphi)^2}, \quad (4.38)$$

где U , I , φ — соответственно напряжение, ток и угол сдвига тока и напряжения синхронного генератора до КЗ.

2. Определяют суммарную реактивность x_Σ схемы замещения относительно точки КЗ и определяют начальный ток от генератора

$$I_{п0} = E''/x_\Sigma.$$

3. Определяют начальный относительный ток $I_{п0(ном)}$ и исходя из его значения на рис. 4.10—4.13 выбирают соответствующую кривую, по которой для нужного момента t находят отношение $I_{пт}/I_{п0} = \gamma_t$.

4. По значению γ_t определяют искомое

$$I_{пт} = \gamma_t I_{п0}.$$

Изложенный порядок расчета тока КЗ сохраняется и при наличии в схеме нескольких синхронных генераторов.

5 РАЗРАБОТКА МЕТОДИК РАСЧЕТА ТОКА КЗ

5.1. Расчетные условия коротких замыканий

Основной целью расчета токов КЗ в электроустановках до 1 кВ является определение значений токов необходимых для выбора и проверки электрооборудования по условиям КЗ, а так же коммутационных аппаратов, уставок защит и заземляющих устройств.

Электроустановки работают в нормальном аварийном, послеаварийном и ремонтном режимах, причем аварийный является кратковременным, а остальные — продолжительными.

Электрооборудование выбирается по параметрам продолжительных режимов и проверяется по параметрам кратковременных режимов, определяющим из которых является режим короткого замыкания. По режиму КЗ электрооборудование проверяется на электродинамическую и термическую стойкость, а коммутационные аппараты — также и на коммутационную способность.

Учитывая дискретный характер изменения параметров электрооборудования, расчет токов КЗ для его проверки допускается производить приближенно, с принятием ряда допущений, при этом погрешность расчетов токов КЗ не должна превышать 5—10 % [47].

При этом определяют:

- начальное значение периодической составляющей тока КЗ и значение этой составляющей в произвольный момент времени, вплоть до расчетного времени размыкания поврежденной цепи;
- начальное значение апериодической составляющей тока КЗ и значение этой составляющей в произвольный момент времени;
- ударный ток КЗ.

Для выбора параметров настройки релейной защиты и автоматики определяют максимальное и минимальное расчетные значения периодической и апериодической составляющих тока КЗ в начальный и произвольный моменты времени как в месте КЗ, так и в отдельных ветвях расчетной схемы.

Короткие замыкания это случайные события. Совокупность параметров режима короткого замыкания образует множество вероятностных параметров. Для проверки электрооборудования по режиму короткого замыкания требуется сопоставить вероятностные параметры

режима КЗ с детерминированными параметрами электрооборудования. Для возможности такого сопоставления вероятностные параметры режима КЗ преобразуются в условно детерминированные параметры режима расчетных условий КЗ.

Расчетные условия КЗ, т.е. наиболее тяжелые, но достаточно вероятные, формируются на основе опыта эксплуатации электроустановок, анализа отказов электрооборудования и последствий КЗ, использования соотношений параметров режима КЗ, вытекающих из теории переходных процессов в электроустановках. Расчетные условия КЗ определяются индивидуально для каждого элемента электроустановки. Для однотипных по параметрам и схеме включения элементов электроустановки допускается использовать аналогичные расчетные условия.

В соответствии с ПУЭ допускается не проверять по режиму КЗ некоторые проводники и электрические аппараты, защищенные плавкими предохранителями, а также проводники и аппараты в цепях маломощных, неответственных потребителей, имеющих резервирование в электрической или технологической части. При этом должны быть исключены возможности взрыва или пожара.

Расчетная схема, как правило, включает все элементы электроустановки и примыкающей части энергосистемы, исходя из условий, предусмотренных продолжительной работой электроустановки с перспективой не менее чем 5 лет после ввода ее в эксплуатацию. В отдельных случаях, расчетная схема может содержать не все элементы электроустановки, если при этом расчетом доказана возможность существования более тяжелых расчетных условий, что может иметь место, например, при вводе в работу после ремонта одной из параллельных цепей электроустановки.

Расчетный вид короткого замыкания. При проверке электрических аппаратов и жестких проводников вместе с относящимися к ним поддерживающими и опорными конструкциями на электродинамическую стойкость расчетным видом КЗ является трехфазное КЗ. При этом в общем случае допускается не учитывать механические колебания шинных конструкций.

При проверке проводников и электрических аппаратов на термическую стойкость расчетным видом КЗ в общем случае является трехфазное КЗ. При проверке на термическую стойкость проводников и аппаратов в цепях генераторного напряжения расчетным может быть также двухфазное КЗ, если оно обуславливает больший нагрев проводников и аппаратов, чем при трехфазном КЗ.

При проверке электрических аппаратов на коммутационную способность расчетным видом КЗ может быть трехфазное или однофазное КЗ в зависимости от того, при каком виде КЗ ток КЗ имеет наибольшее значение. В целях выбора заземляющих устройств расчету подлежит значение тока однофазного КЗ.

Расчетная точка КЗ находится непосредственно с одной или с другой стороны от рассматриваемого элемента электроустановки в зависимости от того, когда для него создаются наиболее тяжелые условия в режиме КЗ. Случаи двойных коротких замыканий на землю допускаются в общем случае не учитывать.

В закрытых распределительных устройствах проводники и электрические аппараты, расположенные до реактора на реактированных линиях, проверяются, исходя из того, что расчетная точка КЗ находится за реактором, если они отделены от сборных шин разделяющими полками, а реактор находится в том же здании и все соединения от реактора до сборных шин выполнены шинами.

При проверке кабелей на термическую стойкость расчетной точкой КЗ является:

- для одиночных кабелей одной строительной длины — точка КЗ в начале кабеля;
- для одиночных кабелей со ступенчатым соединением по длине — точки КЗ в начале каждого участка нового сечения;
- для двух и более параллельно включенных кабелей одной кабельной линии — в начале каждого кабеля. Отступления от этих требований должны быть обоснованы.

Расчетная продолжительность короткого замыкания. При проверке проводников и электрических аппаратов на термическую стойкость в качестве расчетной продолжительности КЗ принимают сумму времени действия защиты ближайшего к месту КЗ выключателя и полного времени отключения этого выключателя.

При проверке электрических аппаратов на коммутационную способность в качестве расчетной продолжительности КЗ, следует принимать сумму минимально возможного времени действия релейной защиты данного присоединения и собственного времени отключения коммутационного аппарата.

При проверке кабелей на невозгораемость при КЗ в качестве расчетной продолжительности КЗ принимают сумму времени действия резервной защиты и полного времени отключения выключателя присоединения.

Составление расчетной схемы. Чтобы определить расчетный ток КЗ в целях выбора или проверки электрических аппаратов и проводников по условиям короткого замыкания, необходимо предварительно выбрать расчетные условия, отвечающие требованиям ПУЭ, в частности, расчетную схему электроустановки.

Выбор этой схемы следует производить с учетом возможных электрических схем соответствующей электроустановки при различных продолжительных режимах ее работы, включая ремонтные и послеаварийные режимы, а также с учетом электрической удаленности различных источников энергии (генераторов, электродвигателей) от расчетной точки КЗ.

В соответствии с ГОСТ 26522-85 все короткие замыкания подразделяются на удаленные и близкие. КЗ считаются удаленными, если амплитуды периодической составляющей тока статора данной электрической машины в начальный и произвольный моменты КЗ практически одинаковы, и близким, если эти амплитуды существенно отличаются. Обычно под электрической удаленностью расчетной точки КЗ от какого-либо источника энергии понимают приведенное к номинальной мощности и номинальному напряжению источника внешнее сопротивление, которое оказывается включенным между источником и точкой КЗ в момент возникновения КЗ. Однако такой способ оценки удаленности применяется лишь в тех случаях, когда различные источники энергии связаны с расчетной точкой КЗ независимо друг от друга. Более универсальной величиной, которая в полной мере характеризует электрическую удаленность расчетной точки КЗ от произвольного источника энергии и может быть сравнительно легко определена в схеме любой конфигурации и при любом числе источников энергии, является отношение действующего значения периодической составляющей тока источника энергии (генератора, электродвигателя) в начальный момент КЗ к его номинальному току.

В отечественной и международной практике КЗ принято считать близким, если это отношение равно двум или больше двух. При меньших значениях КЗ следует считать удаленным.

В тех случаях, когда решаемая задача ограничивается приближенной оценкой значения тока в месте КЗ, для генератора КЗ допустимо считать удаленным, если расчетная точка КЗ находится по отношению к синхронной машине за двумя и более трансформаторами или за реактором (кабельной линией), сопротивление которого превышает сверхпереходное сопротивление генератора более чем в 2 раза. Для синхронного или асинхронного электродвигателя КЗ допустимо считать удаленным, если расчетная точка КЗ находится на другой ступени напряжения сети (т.е. за трансформатором) или за реактором, кабелем и т.д., сопротивление которого в 2 раза и более превышает сверхпереходное сопротивление электродвигателя.

Если параметры генераторов, трансформаторов и других элементов наиболее удаленной от точки КЗ части электроэнергетической системы неизвестны, то эту часть системы допускается представлять на исходной расчетной схеме в виде одного источника энергии с неизменной по амплитуде ЭДС и результирующим эквивалентным индуктивным сопротивлением. Электродвигатели, для которых расчетное КЗ является удаленным, в расчетную схему не вводятся. Учет или неучет в расчетной схеме других элементов энергосистемы зависит от требуемой точности расчетов тока КЗ, расчетного времени КЗ, используемого метода расчета и других факторов.

Практические рекомендации выбора расчетных условий*

При проверке автоматических выключателей и плавких предохранителей по отключающей способности, расчетные условия должны обеспечить получение максимально возможного значения тока КЗ на зажимах аппаратов, обращенных в сторону наиболее мощного источника питания.

Недопустимо выбирать расчетную точку КЗ за коммутационным аппаратом, так как это не будет соответствовать условиям проведения испытаний коммутационных аппаратов, предусматриваемых ГОСТ [60]. По ГОСТ калибровка испытательной установки производится без учета наличия у коммутационных аппаратов внутреннего сопротивления.

На выбор расчетного вида КЗ оказывает влияние схема соединения обмоток силового трансформатора. При использовании трансформаторов, у которых обмотка высокого напряжения соединена в треугольник ток однофазного металлического КЗ на шинах щита переменного тока может оказаться больше тока трехфазного металлического КЗ. Это объясняется тем, что из схемы замещения нулевой последовательности исключаются элементы высоковольтной части электроустановки. Электродвигатели, непосредственно подключенные к щиту переменного тока увеличивают ток трехфазного металлического КЗ на шинах щита, но уменьшают ток однофазного КЗ. Следовательно, при проверке отключающей способности защитных аппаратов следует сравнить результаты расчета токов однофазного и трехфазного металлических КЗ на шинах щита переменного тока.

Отключающая способность автоматических выключателей и плавких предохранителей зависит от соотношения индуктивного и активного сопротивлений в петле КЗ. Для аппаратов переменного тока нормируется минимальное значение коэффициента мощности тока КЗ. Следует обратить особое внимание на соответствие коэффициента мощности или постоянной времени нормированным значениям для аппаратов за токоограничивающими реакторами и за протяженными шинными конструкциями.

Проверка термической стойкости и невозгораемости кабелей должна производиться по наибольшему расчетному значению интеграла Джоуля.

При проверке кабелей на термическую стойкость и невозгораемость действующие стандарты рекомендуют выбирать расчетную точку КЗ на головном участке кабельной линии, непосредственно за оконцевателем кабелей. Расчетный вид КЗ для проверки термической стойкости и невозгораемости кабелей в действующих стандартах не оговаривается. Исходя из опыта эксплуатации и учитывая характер электродинамического действия токов КЗ на жилы кабеля в зоне повреждения, можно принять, что все КЗ в кабелях могут быть только дуговыми. Следовательно, расчетным видом, при проверке кабелей по термической стойкости и невозгораемости, можно считать дуговое КЗ. При наличии в кабельной линии нескольких параллельно работающих кабелей, весь ток дугового КЗ надо относить к одному кабелю. Однако, учитывая, что КЗ может быть вызвано металлической перемычкой, установленной и оставленной персоналом после выполнения ремонтных работ, термическую стойкость и невозгораемость кабелей необходимо проверить и по расчетному значению интеграла Джоуля металлического КЗ в конце кабельной линии. В этом случае при КЗ за пучком кабелей ток распределяется по всем кабелям линии поровну. На относительно коротких линиях определяющим будет металлическое КЗ, а на протяженных линиях дуговое КЗ.

Расчетная продолжительность КЗ, при проверке термической стойкости кабелей, задается исходя из полного времени отключения КЗ основной защитой. Обычно основной защитой от коротких замыканий является расцепитель авто-

*Разработаны канд. техн. наук, доц. Ю.П. Гусевым (МЭИ).

матического выключателя, реагирующий на мгновенные значения токов. Защита групповых кабельных линий, по которым осуществляется электропитание вторичных или третичных сборок, осуществляется автоматическими выключателями с задержкой отключения, что утяжеляет условия проверки. Полное время отключения КЗ складывается из времени задержки расцепителя и полного времени отключения выключателя.

Расчетная продолжительность КЗ, при проверке невозгораемости кабелей, задается исходя из полного времени отключения КЗ резервной защитой. В качестве резервной защиты в низковольтных электроустановках иногда используются расцепители с обратозависимой защитной характеристикой, например тепловые расцепители. В этом случае рекомендуется проверить невозгораемость кабелей и для точки КЗ, находящейся в конце кабельной линии, за резервируемым защитным аппаратом. Из-за увеличения времени задержки отключения КЗ, обусловленной снижением тока КЗ, интеграл Джоуля для КЗ в конце линии может оказаться больше интеграла Джоуля, рассчитанного для КЗ в начале линии.

При расчете нагрева кабелей токами КЗ следует учитывать факторы, неотвратимо действующие при КЗ: тепловой спад тока, теплообмен между жилами и изоляцией кабеля, температуру окружающей среды, влияние асинхронных двигателей, уменьшающих ток несимметричных КЗ и т.п. Это позволит избежать неоправданного завышения сечения.

Проверка чувствительности защитных аппаратов производится по минимальному расчетному значению тока КЗ, протекающему через аппарат или через датчик тока, при использовании выносной защиты. Проверка должна проводиться отдельно для основной защиты и для резервной защиты. При отсутствии надежных данных о разбросе параметров срабатывания проверяемого автоматического выключателя, минимально допустимым рекомендуется считать коэффициент чувствительности не превышающий 1,5.

При проверке защит одиночных присоединений расчетная точка КЗ должна находиться в конце кабельной линии, на зажимах электроприемника. При проверке защит групповых присоединений расчетная точка должна находиться за защитным аппаратом следующего уровня защиты. Учитывая, что на вторичных сборках имеются аппараты с разными параметрами, расчетную точку следует размещать за аппаратом, имеющим наибольшее внутреннее сопротивление. Обычно, таким аппаратом является автоматический выключатель присоединения с минимальным номинальным током.

При выборе расчетной схемы для оценки минимального значения тока КЗ необходимо проанализировать все варианты схем электроустановки, возможные во время эксплуатации. Обычно, значения токов КЗ существенно снижаются при переводе электропитания с основного источника на резервный.

Рекомендуется проанализировать последствия КЗ, ток при которых может оказаться меньше расчетного минимального значения. Обычно, такие КЗ должны отключаться защитой от перегрузок.

Селективность защитных аппаратов может быть проверена без расчетов токов КЗ. Лучшей гарантией селективности защит является отсутствие пересечения защитных характеристик последовательно включенных аппаратов. Сопоставляемые защитные характеристики должны отражать случайный разброс параметров аппаратов и зависимость параметров аппаратов от температуры и других внешних факторов.

Однако на практике возникают ситуации, когда не удается полностью избежать пересечения защитных характеристик. Тем не менее, защитные аппараты могут работать селективно, если область пересечения характеристик находится за пределами диапазона возможных значений токов КЗ. Именно в такой ситуации приходится выполнять расчет токов КЗ и для проверки селективности защитных аппаратов. Верхнюю границу диапазона возможных значений тока опре-

деляют по КЗ за аппаратом ближайшего нижнего уровня защиты. Нижняя граница возможных значений тока принимается равной нулю.

Расчет продолжительности и глубины провалов напряжения, вызванных КЗ, выполняется с целью оценки влияния КЗ на устойчивость функционирования электроприемников. Например, компьютерное оборудование может устойчиво работать при провалах до 70% номинального напряжения продолжительностью не более 500 мс, а при более глубоких провалах напряжения продолжительностью не более 20 мс. Это накладывает дополнительные требования на быстрдействие работы защитных аппаратов и требует соответствующей расчетной проверки.

5.2. Разработка методик учета электрической дуги

Известные рекомендации учета влияния электрической дуги на ток КЗ отличаются использованием расчетных формул (В.1)—(В.5), позволяющих определить сопротивление дуги в начатый момент КЗ.

Для сравнения результатов расчетов по этим формулам с экспериментальными данными было определено сопротивление дуги для начального момента КЗ в электроустановке 0,4 кВ при междуфазном расстоянии $a = 5$ см для разных значений тока в дуге (рис. 5.1). Анализ результатов показал, что значения R_d для одних и тех же токов КЗ значительно различаются, особенно в зоне малых токов (2—8 кА). Сравнение результатов расчета по (В.1)—(В.5) с экспериментальными данными, приведенными в § 2.1, показало, что в одних и тех же условиях КЗ наибольшее совпадение расчетных и экспериментальных значений

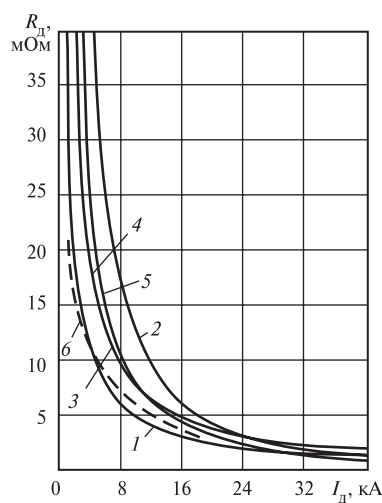


Рис. 5.1. Кривые изменения активного сопротивления дуги при КЗ в электроустановке 0,4 кВ (кривые 1—5), определенные соответственно по формулам (2.6), (В.1)—(В.5), кривая 6 — экспериментально

сопротивления дуги получено для формулы (В.1), которая после преобразования имеет вид (2.6).

Некоторые методики расчета токов КЗ в электроустановках низкого напряжения предусматривают (например, [38]) расчет сопротивления электрической дуги по известной формуле:

$$R_d = 1050 I_d / I_d, \quad (5.1)$$

полученной на базе экспериментальных данных при КЗ на линиях напряжением 35—110 кВ, имеющих междуфазные расстояния 3—4 м, и не может быть распространена на низковольтные установки [36].

Для сравнения формул (5.1) и (2.6) автором были выполнены расчеты кривых изменения сопротивления электрической дуги в зависимости от тока дуги при междуфазном расстоянии 0,15 м [36]. Кривые,

построенные по (5.1) и (2.6), имеют существенное расхождение, особенно в области значений тока до 25 кА. Так, для расчетных условий, принятых в [38] по (2.6), получены следующие значения R_d : 0,0798; 0,0114; 0,01081; 0,01367; 0,02638 Ом по сравнению с данными: 0,2837; 0,02119; 0,0202; 0,02662; 0,05766 Ом [38]. Средняя погрешность результатов составляет более 200 %. Такое расхождение объясняется тем, что условия экспериментов, на основании которых разработаны формулы (5.1) и (2.6), различаются. На это указывают также и результаты расчетов, выполненных для условий эксперимента по (2.6) и методике, изложенной в [38] (см. табл. 5.1).

В табл. 5.1 приняты следующие обозначения: $I_{к.м}$ и $I_{к.д}$ — экспериментальные значения тока в начальный момент при металлическом КЗ и КЗ через дугу; $I'_{под}$ — расчетное начальное значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ, полученное по формуле (2.6); δ' — погрешность расчета по кривым по сравнению с данными эксперимента; $I''_{под}$ — расчетное начальное значение периодической составляющей тока КЗ, полученное в результате расчета по методике [38]; δ'' — погрешность расчета по этой методике.

Расчеты выполнены при междупазном расстоянии шинопроводов $a = 5$ см.

Анализ полученных результатов показывает, что погрешность расчета по формуле (2.6) не превышает допустимую (10 %).

Погрешность расчета по методике [38] (δ'') значительна (60—90 %), поэтому формула (5.1) не может быть использована для определения сопротивления дуги в электроустановках напряжением до 1 кВ.

Ниже приводятся методики учета электрической дуги при расчете тока КЗ в электроустановках низкого напряжения.

1. Для расчета тока в начальный момент дугового КЗ и тока установившегося режима КЗ рекомендованы кривые зависимости коэф-

Таблица 5.1

Результаты расчетов						
Параметр	КЗ в различных точках системы СН с трансформатором					
	ТС-1000/10			ТС-750/10		
$I_{к.м}$, кА	16,8	8	16,9	11,9	12,2	17,2
$I_{к.д}$, кА	10,5	5,36	10,6	7,64	7,8	10,8
$I'_{под}$, кА	11	5,25	11	8,2	8,1	11
δ' , %	5	2	5	7,3	3,8	2
$I''_{под}$, кА	15,36	8,62	20,4	13,3	12,7	18,2
δ'' , %	46,3	60,9	92,2	74,1	62,4	68,5

коэффициента снижения тока ($K_d = I_{к.д}/I_{к.м.}$) вследствие влияния дуги от полного сопротивления цепи КЗ (Z_k), полученные экспериментально (см. рис. 2.9). При использовании кривых $K_d = f(Z_k)$ полное сопротивление цепи КЗ определяется в зависимости от вида КЗ: однофазного, двухфазного или трехфазного.

Использование зависимости $K_d = f(Z_k)$ значительно упрощает расчет, если их кривые средних значений представить в виде полиномов:

$$\left. \begin{array}{l} \text{кривая (1) для начального момента КЗ} \\ K_d = 0,6 - 0,0025Z_k + 0,114\sqrt{Z_k} - 0,133\sqrt[3]{Z_k}; \\ \text{кривая (2) для установившегося КЗ} \\ K_d = 0,55 - 0,002Z_k + 0,1\sqrt{Z_k} - 0,123\sqrt[3]{Z_k}. \end{array} \right\} \quad (5.2)$$

Определение степени снижения тока в начальный и установившийся моменты дугового КЗ, вызвано тем, что по данным эксперимента ток в начальный момент дугового КЗ превышает ток установившегося КЗ (в течение $t_k = 0,05$ с). Такой эффект является следствием того, что в начальный момент времени имеет место металлическое КЗ (за исключением пробоя изоляции), переходящее затем в дуговое КЗ.

Учитывая, что защитная аппаратура в зависимости от конструкции и принципа действия реагирует либо на действующее значение установившегося тока (предохранители, тепловые расцепители мгновенного действия), либо на амплитудное значение тока КЗ (электромагнитные расцепители мгновенного действия), рекомендуется, при определении уставок срабатывания защитных аппаратов, расчет наиболее вероятного значения тока дугового КЗ выполнять с учетом технических характеристик защитного аппарата и соответствующей кривой $K_d = f(Z_k)$.

Недостатком приведенной практической методики является неучет изменения соотношения значений x_Σ и r_Σ , которые определяют $\cos\varphi_k$ расчетной схемы. При разработке методики предполагалась вполне определенная область ее применения: система питания собственных нужд электростанций, в которой $x_{\Sigma k}/R_{\Sigma k} = 0,6—3,0$.

2. Для практических расчетов тока КЗ с учетом влияния дуги по формуле (2.6) рассчитана серия кривых зависимости активного сопротивления дуги R_d от площади сечения (s) и длины алюминиевого кабеля ($l_{кб}$) и шинопроводов типов ШРА и ШМА ($l_{ш}$), определяемой расстоянием от выводов низкого напряжения (0,4 кВ) трансформаторов различной мощности до места трехфазного КЗ. На рис. 5.2 приведены расчетные кривые $R_d = f(s, l_{кб})$ для трансформатора мощностью 1000 кВ · А, аналогичные кривые для трансфор-

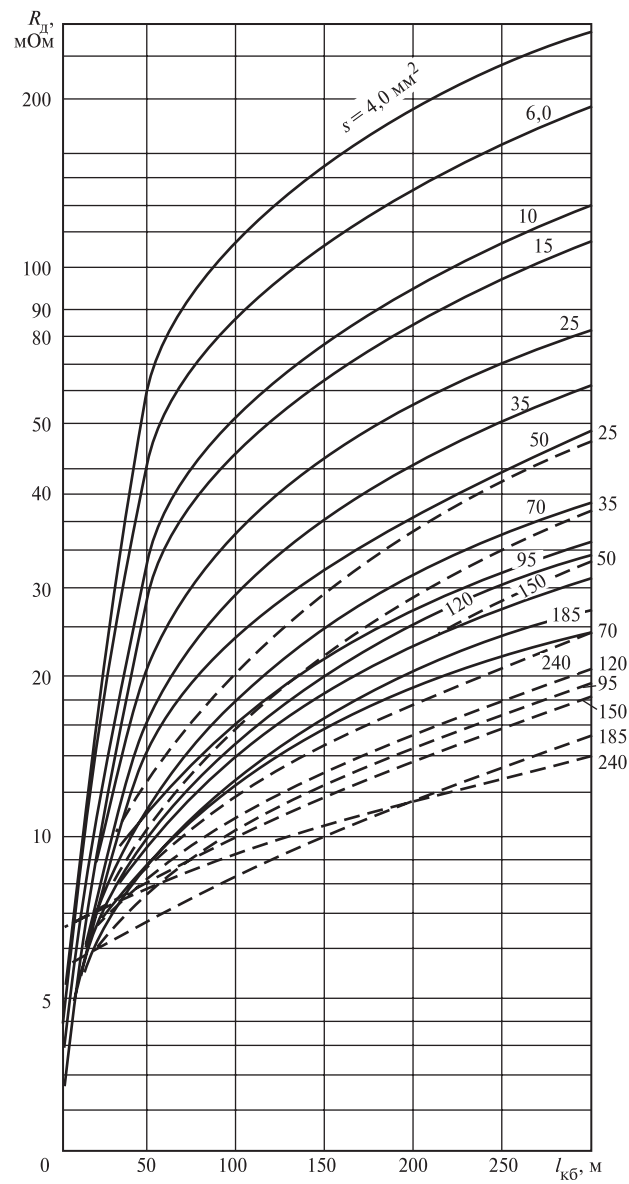


Рис. 5.2. Зависимости $R_d = f(s, l_{к6})$ при трехфазном КЗ на стороне 0,4 кВ (сплошные линии) и 0,69 кВ (штриховые линии) трансформаторов 1000 кВ · А; $x_c = 0$

моторов 250—2500 кВ · А, 0,4 кВ приведены в [2, 36, 37]. На рис. 5.3 показаны расчетные кривые $R_d = f(\text{тип}, l_{\text{ш}})$ для шинопроводов типа ШМА.

Анализ расчетных кривых для однофазных КЗ в электроустановках 0,4 кВ показывает, что характер изменения активного сопротивления дуги и тока в начальный момент КЗ зависит не только от мощности трансформаторов, но также от схемы соединения их обмоток, типа кабеля и способа выполнения нулевого провода (рис. 5.4) [2, 37]. Так, для схемы соединения обмоток трансформаторов Δ/Y значения токов трехфазного и однофазного КЗ практически одинаковы, так как $R_{1T} = R_{0T}$ и $x_{1T} = x_{0T}$.

Для расчетов тока КЗ в электроустановках других напряжений, например 0,69, 0,525, построены аналогичные кривые. На рис. 5.2

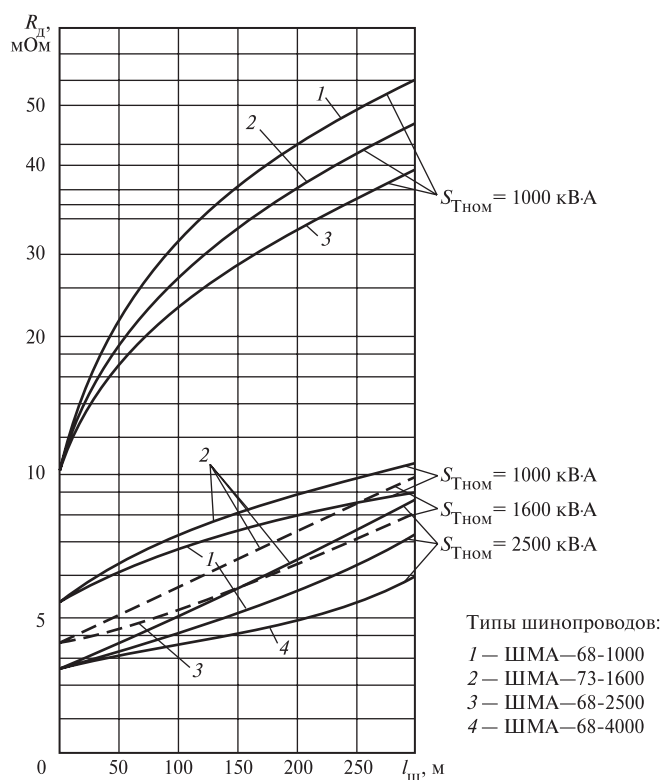


Рис. 5.3. Зависимость $R_d = f(\text{тип}, l_{\text{ш}})$ при трехфазном КЗ за трансформаторами 1000, 1600 и 2500 кВ · А; $x_c/x_T = 0,1$

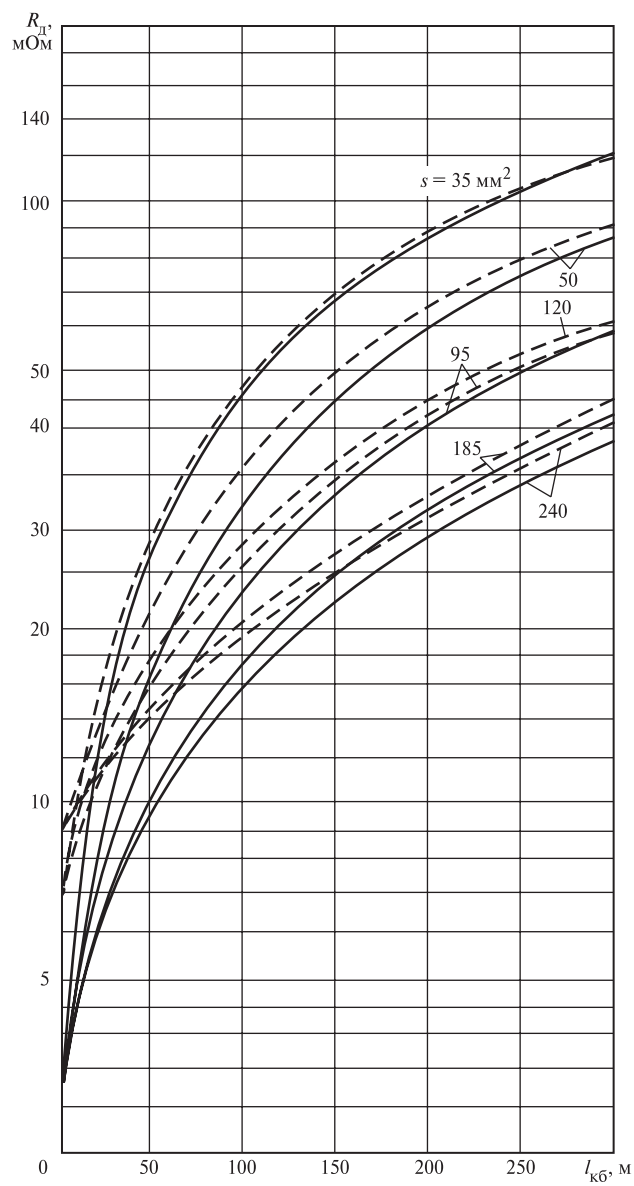


Рис. 5.4. Зависимость $R_d = f(s, I_{k6})$ при однофазном КЗ за трансформатором мощностью 1600 кВ · А при схеме соединений Δ/Y (сплошные линии) и Y/Y (штриховые линии)

приведены расчетные кривые $R_d = f(s, I_{кб})$ при трехфазном КЗ на стороне 0,69 кВ трансформатора 1000 кВ · А, которые значительно отличаются от аналогичных кривых для электроустановки 0,4 кВ.

3. В практике проектирования электроснабжения очень часто требуется приближенный расчет тока с учетом дуги, особенно для источников большой мощности. В данном случае можно использовать серию расчетных кривых тока КЗ, построенных для более обобщенных условий КЗ. Такие кривые построены по формуле (2.6) и представляют зависимость тока дугового КЗ ($I_{к.д.}$) от тока металлического КЗ $I_{к.м.}$, $\cos \varphi_k$ цепи КЗ, междуфазного расстояния ($a = l_d$) и напряжения электроустановки.

На рис. 5.5 представлена серия расчетных кривых $I_{к.д.} = f(I_{к.м.}, \cos \varphi_k)$ для напряжений 0,4; 0,525; 0,69 кВ при $a = 5$ см. Чтобы учесть влияние дуги, ток дугового КЗ определяют по току металлического КЗ для определенных значений $\cos \varphi_k$ (рассчитанных по $x_{\Sigma k}$ и $r_{\Sigma k}$) и междуфазного расстояния. Например, для электроустановки 0,525 кВ

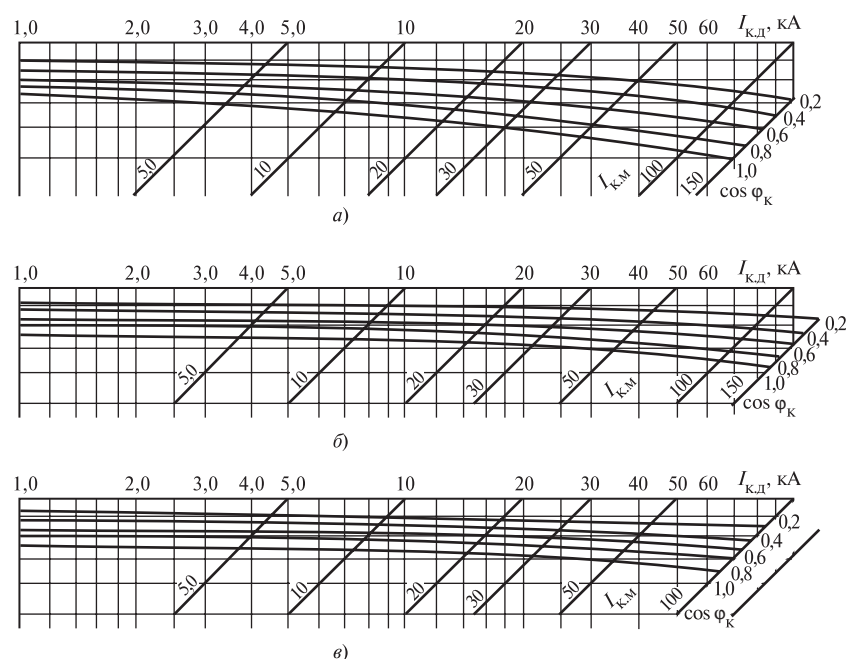


Рис. 5.5. Кривые зависимости тока дугового КЗ $I_{к.д.}$ от тока металлического КЗ $I_{к.м.}$ при различных значениях $\cos \varphi_k$ цепи КЗ в электроустановках 0,4 кВ (а), 0,525 кВ (б) и 0,69 кВ (в) при междуфазном расстоянии $a = 5$ см

при $x_{\Sigma k} = 14,8$ мОм и $r_{\Sigma k} = 34$ мОм, $\cos \varphi_k = 0,4$, $a = 5$ см, $I_{k.m} = 30$ кА имеет $I_{k.d} = 25$ кА (см. рис. 5.5).

Приведенные кривые отражают влияние основных факторов на процесс дуговых КЗ, а набор кривых, сгруппированных по напряжению с определенным шагом междуфазного расстояния, удобен для практических расчетов дуговых КЗ.

5.3. Анализ факторов, влияющих на точность расчета тока КЗ

При проектировании и эксплуатации электроустановок напряжением до 1 кВ необходимо определять максимальные и минимальные значения тока при симметричных и несимметричных КЗ. Принято, что максимальное значение ток КЗ имеет при металлическом КЗ, а минимальное — при учете всех факторов, вызывающих его ограничение. Определение максимального значения тока КЗ необходимо для выбора и проверки электрооборудования по условиям КЗ, минимального — для выбора уставок релейной защиты автоматических коммутационных аппаратов.

При определении токов КЗ в электроустановках низкого напряжения используются различные расчетные методики. Отличие этих методик заключается в разной степени упрощения при представлении параметров отдельных элементов короткозамкнутой цепи, а также пренебрежением некоторых факторов, влияющих на значение тока КЗ.

В некоторых расчетных методиках [38, 39] не учитывают увеличение активного сопротивления кабелей при их нагреве током КЗ или сопротивления контактов элементов короткозамкнутой цепи учитываются независимо от типа контактов. Иногда полное суммарное сопротивление короткозамкнутой цепи представляют суммой модулей полных сопротивлений отдельных элементов сети [48]. Кроме того, при расчетах используются справочные данные параметров понижающих трансформаторов, которые, как показывает практика, существенно отличаются от действительных значений.

При разработке уточненной методики расчета тока КЗ в настоящей работе обобщены практически все факторы, сопровождающие развития КЗ и определена степень их влияния при расчете токов КЗ.

При этом установлено следующее:

- пренебрежение влиянием комплексной нагрузки на ток трехфазного КЗ приводит к погрешностям расчета более 30 %;

- неучет влияния электродвигателей занижает расчетные токи в начальный момент трехфазного КЗ более, чем на 25 %, однофазного КЗ на 20 % и также завышает токи к моменту 0,05—0,1 с после возникновения КЗ;
- пренебрежение относительным составом потребителей комплексной нагрузки при расчете тока трехфазного КЗ может привести к погрешности до 40 % и однофазного КЗ до 25 %;
- неучет влияния статических потребителей при расчете тока КЗ от комплексной нагрузки может привести к погрешности до 20 %;
- пренебрежение эффектом теплового спада тока КЗ приводит к значительным ошибкам, когда расчетный ток в несколько раз (1,5—2 раза) отличается от реального тока КЗ;
- при неучете теплоотдачи в изоляцию кабеля малого сечения (25 мм² и менее), в зависимости от продолжительности КЗ, конечная температура его нагрева может быть на 60 % и более выше температуры, полученной при адиабатическом нагреве; в такой же степени оказывается завышенным коэффициент увеличения активного сопротивления кабеля;
- расчетные значения температуры проводников при пренебрежении влиянием двигателей могут быть получены с ошибкой ± 30 °C и более;
- максимальная погрешность в определении температуры нагрева или коэффициента увеличения активного сопротивления кабельной или воздушной линии от неучета реальной начальной температуры (температуры окружающей среды, коэффициента загрузки линий током до КЗ) может составлять 20 % и более;
- под влиянием активного сопротивления электрической дуги ток устойчивого дугового КЗ к моменту отключения снижается на 50 % и более по сравнению с током металлического КЗ;
- неучет взаимного влияния теплового спада тока КЗ и изменения активного сопротивления устойчивой электрической дуги может привести к погрешностям расчета тока КЗ составляющим 20 % и более;
- активное сопротивление проводника практически не увеличится при КЗ через самопогасающую дугу, которая гаснет к моменту времени $t_k = 0,02—0,04$ с, имея сопротивление примерно 100—200 мОм;
- применение вероятностных характеристик электрической дуги позволяет определить максимальные и минимальные значения тока дугового КЗ, разница между которыми может составлять 30 % и более;

- при расчете токов КЗ в кабельных или воздушных линиях малого поперечного сечения (16 мм^2 и ниже) степень влияния на ток КЗ эффекта увеличения активного сопротивления проводников значительно выше, чем электрической дуги.

Сопоставление параметров электротехнического оборудования электроустановок напряжением до 1 кВ, приводимых в различных справочных нормативных материалах, свидетельствует об их большом разбросе. Это является причиной дополнительной погрешности, вносимой в расчеты КЗ.

Заводы-изготовители электрооборудования не включают в паспорт изделия данные, позволяющие определить их параметры в схемах замещения, а приведенные параметры часто отличаются от действительных.

Так, при расчете токов КЗ в электроустановках до 1 кВ понижающие трансформаторы учитываются расчетными параметрами [43], которые представлены в справочной литературе. Однако, как показывает практика, реальные значения активных и индуктивных сопротивлений прямой и нулевой последовательностей трансформаторов значительно отличаются от приведенных в справочной литературе. Анализ параметров трансформаторов, полученных в результате экспериментов на одной из ГРЭС, показывает (табл. 5.2), что даже для одного и того же типа трансформатора экспериментальные значения этих параметров различные. Диапазон отличия экспериментальных значений индуктивного сопротивления прямой последовательности (x_{1T}) трансформаторов СН, по сравнению с их справочными значениям, составляет 2—32 % для ТС-750/10; 27 % для ТСЗ-630/10; 25—30 % для ТС-1000/10.

Средняя относительная погрешность расчета тока при трехфазном КЗ за трансформаторами СН ГРЭС по сравнению с экспериментальными данными соответственно составляет: 27 % для ТСЗ-630/10; 17 % для ТС-750/10; 28 % для ТС-1000/10, что значительно превышает допустимую.

Максимальная погрешность расчета токов однофазных КЗ у выводов трансформаторов составляет: 42 % для ТСЗ-630/10; 37 % для ТС-750/10; 51 % для ТС-1000/10.

Таким образом, снижение погрешности расчета тока КЗ, особенно для действующих электроустановок, может быть получено применением в расчетах параметров трансформаторов, полученных по экспериментальным данным.

Таблица 5.2

Трансформатор	Сопротивление, мОм					Относительная погрешность, %				
	x_1	x_0	R_1	R_0	z_0	δx_1	δx_0	δR_1	δR_0	δz_0
ТСЗ-630/10										
Справочные данные	13,6	123,4	3,24	36,4	128	—	—	—	—	—
Экспериментальные данные	18,76	210	3	71	221,7	27	41	8	22	42
ТС-750/10										
Справочные данные	11,7	—	2	—	108	—	—	—	—	—
Экспериментальные данные	11,3	158	2	56	167	4	—	0	—	35
	11,52	158	2	55	167	2	—	0	—	35
	12,54	154	2	51	162	6	—	0	—	33
	11,09	173	2	57	182	6	—	0	—	40
	12,12	144	2	53	153	4	—	0	—	29
	17,13	169	2	56	178	32	—	0	—	39
	13	157	2	64	169	10	—	0	—	36
	11,41	170	2	58	179	3	—	0	—	39
	16,49	182	2	64	193	28	—	0	—	44
Ср. отн. погрешность	—	—	—	—	—	11	—	0	—	37
ТСЭС-1000/10										
Справочные данные	8,6	77,7	1,91	23	81	—	—	—	—	—
Экспериментальные данные	12,14	163	2	60	173	29	52	4	61	54
	12,4	161	2	60	172	30	52	4	61	53
	12,4	163	2	61	174	30	52	4	62	53
	11,47	140	2	62	153	25	44	4	63	48
	11,47	146	2	69	161	25	47	4	66	51
	11,49	144	2	54	154	25	46	4	57	47
	11,87	135	2	49	143	27	42	4	53	44
	11,62	147	2	62	159	26	47	4	63	49
	12,24	164	2	68	177	30	53	4	66	55
	11,92	170	2	64	181	28	54	4	64	56
	12,27	170	2	59	180	30	54	4	61	55
	11,42	143	2	57	154	25	46	4	59	48
Ср. отн. погрешность	—	—	—	—	—	28	49	4	62	51

При расчете токов КЗ определенное влияние на результаты оказывает учет сопротивления питающей системы от источника до понижающего трансформатора 0,4 кВ.

Для типовой схемы системы СН тепловой электростанции, где суммарное значение сопротивлений элементов схемы (индуктивное сопротивление системы, трансформатора 110/10 кВ, шинпровода, кабеля 10 кВ, приведенных к напряжению 0,4 кВ) составляет примерно 0,6 мОм, относительная погрешность неучета сопротивления внешней сети при КЗ на выводах трансформаторов СН 160, 250, 400, 630, 750 и 1000 кВ · А соответственно составляет 1,2; 1,9; 2,8; 4,5; 5,0; 7,0 %. В тех случаях, когда понижающий трансформатор подключен к сети энергосистемы через реактор, кабельную или воздушную линию (длиной более 1—2 км) погрешность более значительна и составляет 10—15 %.

Точность расчета токов КЗ может быть повышена за счет учета увеличения переходных сопротивлений разъединяющихся контактов защитных и коммутационных аппаратов, а также переходных сопротивлений между токоведущими частями во время КЗ. Увеличение переходных сопротивлений является следствием появления электрической дуги в зазоре между контактами, который увеличивается под действием электродинамических сил тока КЗ, стремящихся оттолкнуть контактные поверхности друг от друга. Возможно возникновение силы в несколько раз превышающей силу пружины сжатия контактов (например, при усилии 5 кг сжимаются контакты площадью $s = 5 \text{ см}^2$, при токе $I_k = 20 \text{ кА}$ сила отталкивания составляет 34 кг). Во время опытов КЗ на Красноярской ГРЭС-2 было отмечено возникновение дуги между контактами контактора КТВ-400 при токе $I_k = 10—12 \text{ кА}$.

На основании результатов исследований разработана методика расчета тока КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ. Полное изложение методики приведено в гл. 6.

5.4. Сравнительный анализ методов расчета токов КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ

В электроустановках напряжением до 1 кВ токи КЗ достигают больших значений (десятки килоампер), поэтому при выборе электрических аппаратов и проводников таких установок их электродинамическая и термическая стойкость часто является определяющим фактором. Весьма актуальной поэтому стала проблема разработки уточненных методов расчета токов КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ и создания соответствующих нормативных документов.

Технический комитет № 73 «Токи короткого замыкания» Международной электротехнической комиссии (МЭК) разработал стандарт,

определяющий метод расчета токов КЗ в радиальных сетях низкого напряжения [1].

В свою очередь разработан отечественный стандарт ГОСТ Р 50270-92 [2], устанавливающий метод расчета токов КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ.

Представляет практический интерес сопоставление указанных методов с целью оценки их качеств с точки зрения строгости решения задачи, погрешностей, допускаемых при расчетах токов КЗ, области применения и удобства использования.

Рекомендуемые МЭК нормы расчета токов КЗ [1] распространяются на радиальные сети промышленной частоты и устанавливают методику расчета максимальных и минимальных значений тока КЗ исходя из следующих основных допущений:

короткое замыкание происходит в удаленной точке по отношению к генератору;

действующее значение напряжения источника энергии и активное сопротивление цепи остаются неизменными в течение КЗ;

не учитывается влияние активных сопротивлений контактов различных элементов короткозамкнутой цепи и переходного сопротивления в месте КЗ;

не учитывается влияние емкостных и активных проводимостей пассивных элементов цепи КЗ;

во всех расчетных случаях принято равенство сопротивлений прямой и обратной последовательностей.

Влияние асинхронных двигателей на ток КЗ предлагается не учитывать, если

$$I_{rm} \leq 0,01 I''_k, \quad (5.3)$$

где I_{rm} — суммарный номинальный ток асинхронных электродвигателей, расположенных вблизи места КЗ ($I_{rm} = \sum I_{д.ном}$); I''_k — начальное действующее значение тока симметричного КЗ, рассчитанного без учета тока КЗ от двигателей ($I''_k = I_{п0}^{(3)}$).

При расчете токов КЗ принимается, что понижающие трансформаторы подключаются к источнику синусоидального напряжения в точке Q (рис. 5.6) через полное сопротивление Z_Q , значение которого, приведенное к ступени высшего напряжения трансформатора, определяется по формуле

$$Z_Q = \frac{c_Q U_{пQ}}{\sqrt{3} I''_{кQ}}, \quad (5.4)$$

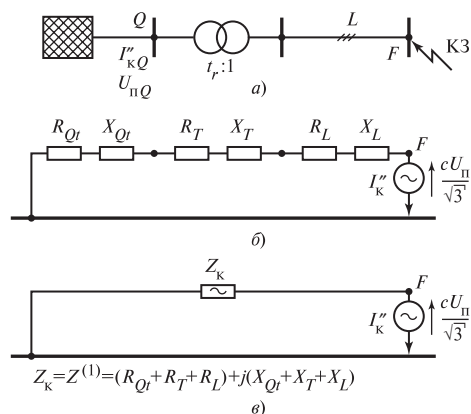


Рис. 5.6. Расчетная схема и ее преобразование

где c_Q — коэффициент напряжения, принимаемый равным 1,0 или 1,05 для установок напряжением соответственно 230/400 В и выше этого напряжения (до 1 кВ) при расчете максимального значения тока КЗ и 0,95 или 1,0 при расчете минимального значения тока КЗ; $I''_{кQ}$ — начальное значение тока симметричного КЗ в точке Q , для определения максимальных и минимальных значений тока КЗ должны быть известны соответствующие значения токов $I''_{кQ_{\max}}$ и $I''_{кQ_{\min}}$; $U_{пQ}$ — номинальное напряжение сети, к которой подключена обмотка высшего напряжения понижающего трансформатора.

Индуктивная и активная составляющие сопротивления сети, включенной до трансформатора, приближенно определяются по выражениям

$$X_Q = 0,995Z_Q; \quad R_Q = 0,1X_Q.$$

Если известна полная мощность КЗ в точке подключения трансформатора $S''_{кQ}$ при напряжении U_Q , то полное сопротивление определяется по формуле

$$Z_Q = U_Q^2 / S''_{кQ}.$$

В отличие от стандарта МЭК в ГОСТ Р 50270-92 [2] даны методы расчета токов КЗ не только в электроустановках промышленной частоты, присоединенных к энергосистеме, но также и в электроустановках с автономными источниками электроэнергии.

ГОСТ устанавливает метод уточненных расчетов максимальных и минимальных значений токов симметричных и несимметричных КЗ, а также упрощенных расчетов, которые применимы, если получаемая погрешность не превышает 10 %.

Для выбора и проверки электрооборудования по условиям КЗ необходимо предварительно определить:

начальное значение периодической составляющей тока КЗ;

- апериодическую составляющую тока КЗ в расчетный момент времени;

- ударный ток КЗ;

- действующее значение периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени, вплоть до расчетного времени размыкания поврежденной цепи.

В соответствии с ГОСТ Р 50270-92 при расчетах токов КЗ в электроустановках до 1 кВ необходимо учитывать:

- индуктивные сопротивления всех элементов короткозамкнутой цепи, включая силовые трансформаторы, проводники, трансформаторы тока, реакторы, токовые катушки автоматических выключателей;

- активные сопротивления элементов короткозамкнутой цепи;

- активные сопротивления различных контактов и контактных соединений;

- расчетные параметры синхронных и асинхронных электродвигателей.

Рекомендуется также учитывать:

- сопротивление электрической дуги в месте КЗ;

- изменение активного сопротивления проводников короткозамкнутой цепи вследствие их нагрева при КЗ;

- влияние комплексной нагрузки (электродвигателей, преобразователей, термических установок, ламп накаливания) на ток КЗ, если номинальный ток электродвигателей нагрузки превышает 1,0 % начального значения периодической составляющей тока КЗ, рассчитанного без учета нагрузки.

При расчетах токов КЗ допускается:

- максимально упрощать и эквивалентировать всю внешнюю по отношению к месту КЗ сеть и индивидуально учитывать только автономные источники электроэнергии и электродвигатели (если выполняется указанное ранее условие).

При расчете токов КЗ в электроустановках, получающих питание непосредственно от сети энергосистемы, допускается считать, что понижающие трансформаторы подключены к источнику неизменного по амплитуде напряжения через эквивалентное индуктивное

сопротивление системы. Значение этого сопротивления x_c , приведенное к ступени низшего напряжения трансформатора, рассчитывают по формуле

$$x_c = \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{\sqrt{3} I_{\text{к ВН}} U_{\text{ср.ВН}}} = 10^{-3} \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{S_{\text{к}}}, \quad (5.5)$$

где $U_{\text{ср.НН}}$ — среднее номинальное напряжение сети, к которой подключена обмотка низшего напряжения трансформатора, В; $U_{\text{ср.ВН}}$ — среднее номинальное напряжение сети, к которой подключена обмотка высшего напряжения трансформатора, В; $I_{\text{к ВН}} = I_{\text{п0ВН}}$ — действующее значение периодической составляющей тока при трехфазном КЗ у выводов обмотки высшего напряжения трансформатора, кА; $S_{\text{к}}$ — мощность трехфазного короткого замыкания у выводов обмотки высшего напряжения трансформатора, МВ · А.

При отсутствии указанных данных эквивалентное индуктивное сопротивление системы в миллиомах по ГОСТ допускается рассчитывать по формуле

$$x_c = \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{\sqrt{3} I_{\text{откл.ном}} U_{\text{ср.ВН}}}, \quad (5.6)$$

где $I_{\text{откл.ном}}$ — номинальный ток отключения выключателя, установленного на стороне высшего напряжений понижающего трансформатора, кА.

В соответствии с ГОСТ при расчете токов КЗ в электроустановках с автономными источниками электроэнергии необходимо учитывать значения параметров всех элементов автономной электрической системы, включая автономные источники (синхронные генераторы), распределительную сеть и потребителей.

Математические модели расчета токов КЗ по стандарту МЭК и по ГОСТ Р приведены в табл. 5.3.

Стандарт МЭК устанавливает метод расчета токов трехфазного КЗ, где за расчетную схему принята схема, изображенная на рис. 5.7.

Полное сопротивление цепи КЗ Z_k определяется по выражению

$$\begin{aligned} Z_k = Z_{(1)} &= (R_{Ql} + jX_{Ql}) + (R_T + jX_T) + (R_L + jX_L) = \\ &= (R_{Ql} + R_T + R_L) + j(X_{Ql} + X_T + X_L), \end{aligned} \quad (5.7)$$

где R_{Ql} и X_{Ql} — активное и индуктивное сопротивления системы, приведенные к ступени напряжения сети, на которой находится точка КЗ.

Таблица 5.3

Математические модели расчета токов КЗ

Расчет по стандарту МЭК	Расчет по ГОСТ Р 50270-92
1. Начальные значения симметричного тока трехфазного КЗ $I_k'' = \frac{c U_n}{\sqrt{3} Z_k}$	1. Начальное значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ: при электроснабжении от энергосистемы через понижающий трансформатор $I_{п0}^{(3)} = \frac{U_{ср.НН}}{\sqrt{3} \sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}};$ в электроустановках с автономными источниками электроэнергии $I_{п0}^{(3)} = \frac{E_{\Phi}''}{\sqrt{3} \sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}};$ от синхронных двигателей $I_{п0 \text{ СД}}^{(3)} = \frac{E_{\Phi \text{ СД}}''}{\sqrt{(r_{\text{СД}} + r_{1\Sigma})^2 + (x_d'' + x_{1\Sigma})^2}};$ от асинхронных двигателей $I_{п0 \text{ АД}}^{(3)} = \frac{E_{\Phi \text{ АД}}''}{\sqrt{(r_{\text{АД}} + r_{1\Sigma})^2 + (x_{\text{АД}}'' + x_{1\Sigma})^2}}$
2. Ударный ток трехфазного КЗ $i_p = k \sqrt{2} I_k'' ,$ где коэффициент k определяется по формуле $k = 1,02 + 0,98 e^{-3R/x}$	2. Ударный ток трехфазного КЗ в электроустановках с одним источником энергии $i_{уд} = \sqrt{2} I_{п0} (1 + \sin \varphi_k e^{-t_{уд}/T_a}) = \sqrt{2} I_{п0} K_{уд},$ где $K_{уд} = 1 + \sin \varphi_k e^{-t_{уд}/T_a}$ — ударный коэффициент тока КЗ $\varphi_k = \arctg x_{1\Sigma}/r_{1\Sigma};$ $t_{уд} = 0,01 \frac{\pi/2 + \varphi_k}{\pi}$ Ударный ток m радиальных независимых ветвей схемы $i_{уд} = \sum_{i=1}^m \sqrt{2} I_{п0i} (1 + e^{-t_{удi}/T_{ai}})$ Ударный ток асинхронного электродвигателя $i_{уд \text{ АД}} = \sqrt{2} I_{п0 \text{ АД}} (e^{-0,01/T_p} + e^{-0,01/T_a}),$ где $T_p = \frac{x_{\text{АД}}'' + x_{1\text{кб}}}{\omega_c r_2^0}; \quad T_a = \frac{x_{\text{АД}}'' + x_{1\text{кб}}}{\omega_c (r_1 + r_{1\text{кб}})}$

3. Не определяется	3. Начальное значение аperiodической составляющей тока КЗ $i_{a0} = \sqrt{2}I_{п0}$ Аperiodическая составляющая тока КЗ в произвольный момент $i_{at} = i_{a0}e^{-t/T_a}$
4. Ток КЗ к моменту отключения цепи $I_b = I_k = I_k''$ где I_k — значение тока установившегося КЗ ($I_k = I_{п0} = \text{const}$)	4. Периодическая составляющая тока КЗ в произвольный момент времени: от автономных источников и синхронных двигателей $I_{пт} = \gamma_t I_{*п0ном} I_{ном}$ где γ_t определяется по типовым кривым [2] от асинхронных двигателей $I_{птАД} = \gamma_{тАД} I_{*п0ном} I_{ном АД}$ где $\gamma_{тАД}$ определяется по типовым кривым [2]
5. Начальное значение тока двухфазного КЗ $I_{k2}'' = \frac{cU_n}{2Z_{(1)}} = \frac{\sqrt{3}}{2}I_k''$	5. Начальное значение периодической составляющей тока двухфазного КЗ: при электроснабжении от энергосистемы через понижающий трансформатор $I_{п0}^{(2)} = \frac{U_{ср.НН}}{2\sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}};$ в электроустановках с автономными источниками энергии $I_{п0}^{(2)} = \frac{\sqrt{3}E_\phi''}{2\sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}};$ с учетом асинхронных электродвигателей $I_{п0АД}^{(2)} = \frac{\sqrt{3}E_{\phi\Sigma}''}{2\sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}}$
6. Ударный ток двухфазного КЗ $i_{p2} = \frac{\sqrt{3}}{2}i_p$	6. Не определяется

7. Начальное значение тока однофазного КЗ	7. Начальное значение периодической составляющей тока однофазного КЗ: при электроснабжении от энергосистемы через понижающий трансформатор $I_{п0}^{(1)} = \frac{\sqrt{3} U_{ср.НН}}{\sqrt{(2r_{1\Sigma} + r_{0\Sigma})^2 + (2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma})^2}};$ в электроустановках с автономными источниками энергии $I_{п0}^{(1)} = \frac{3E''_{\Phi}}{\sqrt{(2r_{1\Sigma} + r_{0\Sigma})^2 + (2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma})^2}}$
8. Ударный ток однофазного КЗ $i_{п1} = k\sqrt{2}I''_{к1}$	8. Не определяется

Приведение выполняется в общем виде по формуле

$$Z_{Ql} = \frac{U_{rTLV}^2}{U_{rTHV}} Z_Q, \quad (5.8)$$

где U_{rTLV} и U_{rTHV} — номинальные напряжения обмоток высшего и низшего напряжения трансформатора; R_T и X_T — активное и индуктивное сопротивления прямой последовательности двухобмоточного трансформатора, которые рассчитываются следующим образом:

$$Z_{TLV} = \frac{u_{krT}}{100\%} \frac{U_{rTLV}^2}{S_{rT}};$$

$$R_{TLV} = \frac{u_{RrT}}{100\%} \frac{U_{rTLV}^2}{S_{rT}} = \frac{P_{krT}}{3I_{rTLV}^2};$$

$$X_{TLV} = \sqrt{Z_{TLV}^2 - R_{TLV}^2},$$

где u_{krT} — напряжение короткого замыкания трансформатора; S_{rT} — номинальная мощность трансформатора; u_{RrT} — номинальное омическое напряжение; P_{krT} — потери короткого замыкания в трансформаторе; R_L и X_L — активное и индуктивное сопротивления прямой последовательности воздушных кабельных линий. Воздушные

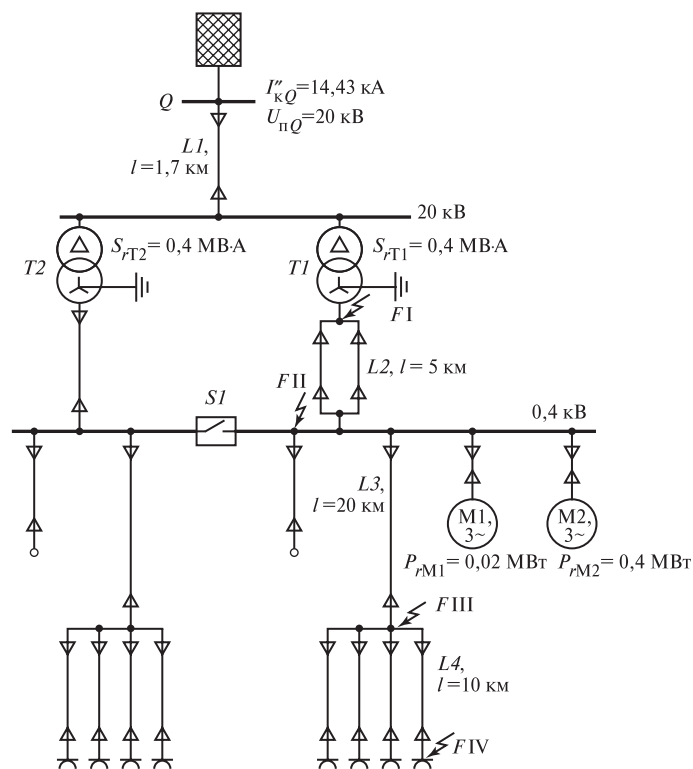


Рис. 5.7. Расчетная схема

и кабельные линии учитываются в расчетах сопротивлениями прямой (обратной) и нулевой последовательностей в соответствии со справочными данными или данными изготовителя.

При расчете максимального значения тока КЗ активное сопротивление воздушных и кабельных линий рекомендуется принимать при начальной температуре 20 °С, а при определении минимального значения тока КЗ учитывать изменение активного сопротивления вследствие нагревания проводников, используя выражение,

$$R_L = [1 + 0,004 (\theta_e - 20)] R_{L20},$$

где R_{L20} — активное сопротивление проводника при температуре 20 °С; θ_e — температура проводника к моменту отключения цепи КЗ.

При определении минимального значения тока КЗ стандарт МЭК рекомендует учитывать сопротивление других элементов коротко-

замкнутой цепи, а именно: сборных шин, трансформаторов тока и др. Однако в стандарте не приведены исходные материалы, необходимые для учета указанных элементов.

В соответствии с ГОСТ Р 50270-92 при расчете токов трехфазного КЗ в установках с понижающими трансформаторами необходимо исходить из суммарного активного $r_{1\Sigma}$ и суммарного индуктивного $x_{1\Sigma}$ сопротивлений прямой последовательности, которые равны

$$r_{1\Sigma} = r_T + r_p + r_{TA} + r_{KB} + r_{Ш} + r_K + r_{1KB} + r_{ВЛ} + r_d;$$

$$x_{1\Sigma} = x_c + x_T + x_p + x_{TA} + x_{KB} + x_{Ш} + x_{1KB} + x_{ВЛ},$$

где r_T и x_T — активное и индуктивное сопротивления прямой последовательности понижающего трансформатора. Они рассчитываются по формулам

$$r_T = \frac{P_{к.ном} U_{ННном}^2}{S_{Т.ном}^2} 10^6;$$

$$x_T = \sqrt{u_K^2 - \left(\frac{100 P_{к.ном}}{S_{Т.ном}} \right)^2} \frac{U_{ННном}^2}{S_{Т.ном}} 10^4,$$

где $S_{Т.ном}$ — номинальная мощность трансформатора, кВ · А; $P_{к.ном}$ — потери короткого замыкания в трансформаторе, кВт; $U_{ННном}$ — номинальное напряжение обмотки низшего напряжения трансформатора, кВ; u_K — напряжение короткого замыкания трансформатора, %; $r_{ТА}$, $x_{ТА}$ — активное и индуктивное сопротивления первичных обмоток трансформаторов тока; x_c — эквивалентное индуктивное сопротивление системы до понижающего трансформатора; r_p , x_p — активное и индуктивное сопротивления реакторов ($r_{1p} = r_{2p} = r_{0p}$; $x_{1p} = x_{2p} = x_{0p}$); r_{KB} , x_{KB} — активное и индуктивное сопротивления токовых катушек автоматических выключателей; $r_{Ш}$, $x_{Ш}$ — активное и индуктивное сопротивления шинпровода, значения которых могут быть приняты по данным завода-изготовителя или получены расчетным методом; r_K — суммарное активное сопротивление различных контактов. При приближенном учете сопротивлений контактов принимают: $r_K = 0,1$ мОм — для контактных соединений кабелей; $r_K = 0,01$ мОм — для контактных соединений шинпроводов; $r_K = 1,0$ мОм — для коммутационных аппаратов; r_{1KB} , $r_{ВЛ}$ и x_{1KB} , $x_{ВЛ}$ — активные и индуктивные сопротивления прямой последовательности

кабельных и воздушных линий; r_d — активное сопротивление электрической дуги в месте КЗ. Его значение в зависимости от условий КЗ составляет 3—15 мОм.

При определении минимального значения тока КЗ рекомендуется учитывать увеличение активного сопротивления кабеля к моменту отключения цепи вследствие его нагревания током КЗ, а также влияние активного сопротивления дуги. Значение активного сопротивления кабеля, миллиомах, с учетом нагрева его током КЗ r_{ϑ} рассчитывается по формуле

$$r_{\vartheta} = C_{\vartheta} r_{\vartheta_0},$$

где C_{ϑ} — коэффициент, учитывающий увеличение активного сопротивления кабеля. При приближенных расчетах значение коэффициента C_{ϑ} допускается принимать равным 1,5. При уточненных расчетах коэффициент C_{ϑ} определяют по расчетным кривым в зависимости от материала и сечения жил кабеля, тока КЗ и продолжительности КЗ. В качестве примера на рис. 6.7—6.9 приведены кривые зависимости коэффициента C_{ϑ} кабелей с медными и алюминиевыми жилами от тока КЗ; r_{ϑ_0} — активное сопротивление кабеля при температуре ϑ_0 , равной 20 °С, мОм.

Активное сопротивление дуги в месте КЗ рекомендуется рассчитывать по формуле

$$r_d = 16 \frac{\sqrt{I_d}}{I_{п0д}^{0,85}},$$

где $I_{п0д}$ — начальное действующее значение периодической составляющей тока в месте КЗ, определяемое с учетом сопротивления дуги, кА; I_d — длина дуги, см.

Для электроустановок 0,4 кВ активное сопротивление электрической дуги может быть определено по расчетным кривым в зависимости от площади сечения s и длины кабеля с алюминиевыми жилами $I_{кб}$, определяемой расстоянием от выводов низшего напряжения (0,4 кВ) трансформаторов различной мощности до места КЗ. В качестве примера на рис. 5.2 приведены расчетные кривые $R_d = f(s, I_{кб})$ при трехфазном КЗ на кабельной линии за трансформатором мощностью 1000 кВ · А.

Влияние активного сопротивления дуги на ток КЗ можно учитывать также путем умножения расчетного тока КЗ, найденного без

учета сопротивления дуги в месте КЗ, на зависящий от сопротивления цепи КЗ поправочный коэффициент K_c . Значение коэффициента K_c , полученного экспериментально при КЗ за трансформаторами мощностью 630—1000 кВ · А, рекомендуется определить по кривым $K_c = f(Z_k)$ для начального момента КЗ и установившегося КЗ. Этим кривым также соответствуют выражения (5.2).

При расчете начального значения периодической составляющей тока КЗ в системах с автономными источниками последние, а также синхронные электродвигатели учитываются сверхпереходными сопротивлениями по продольной оси ротора x_d'' и сверхпереходными ЭДС, а при определении постоянной времени затухания аperiodической составляющей тока КЗ — индуктивным сопротивлением для токов обратной последовательности x_2 и активным сопротивлением обмотки статора r .

Асинхронные электродвигатели вводят в схему замещения сверхпереходным индуктивным сопротивлением и их активным сопротивлением статора.

При расчете токов КЗ от комплексных нагрузок последние учитываются параметрами прямой, обратной и нулевой последовательностей. В приближенных расчетах для узлов, содержащих до 70 % асинхронных двигателей, допускаются значения модулей полных сопротивлений комплексной нагрузки принимать равными $z_{1нг} = z_{2нг} = 0,4$; $z_{0нг} = 3,0$.

В приближенных расчетах действующего значения периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени автономных источников, синхронных и асинхронных электродвигателей при радиальной схеме ГОСТ рекомендует применять расчетные кривые, которые характеризуют изменение этой составляющей во времени при разных удаленностях точки КЗ.

При расчете токов несимметричных КЗ полное сопротивление нулевой последовательности цепи КЗ учитывается суммарным активным $r_{0\Sigma}$ и суммарным индуктивным $x_{0\Sigma}$ сопротивлениями нулевой последовательности расчетной схемы относительно точки КЗ. Эти сопротивления равны

$$r_{0\Sigma} = r_{0T} + r_p + r_{TA} + r_{к.в} + r_k + r_{0ш} + r_{0кб} + r_{0ВЛ} + r_d$$

и

$$x_{0\Sigma} = x_{0T} + x_p + x_{TA} + x_{к.в} + x_{0ш} + x_{0кб} + x_{0ВЛ},$$

где r_{0T} , x_{0T} — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности понижающих трансформаторов, значения которых

при соединении обмоток по схеме треугольник — звезда с нулем следует принимать равными соответственно активным и индуктивным сопротивлениям прямой последовательности. При других схемах соединения обмоток трансформаторов значения r_{0T} и x_{0T} необходимо принимать в соответствии с указаниями заводов-изготовителей; $r_{0ш}$ и $x_{0ш}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности шинпровода; $r_{0кб}$ и $x_{0кб}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности кабеля, значения которых принимают, как указано изготовителем или в приложении, где приведены данные для различных типов кабелей с медными и алюминиевыми жилами; $r_{0ВЛ}$ и $x_{0ВЛ}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности воздушных линий ($r_{0ВЛ} \approx r_{1ВЛ}$, $x_{0ВЛ} \approx 3x_{1ВЛ}$).

При наличии у воздушных линий нулевого провода с повторным заземлением указанные сопротивления зависят от числа заземлений и коэффициента сезонности. В ГОСТ приведена методика определения активного и индуктивного сопротивлений петли фазный провод — нулевой провод ($r_{ф-н}$, $x_{ф-н}$).

Особенности аналитических расчетов и расчетов на ЭВМ. В стандарте МЭК предусмотрен раздел, регламентирующий порядок аналитических расчетов. Разработаны общая и детальная процедуры расчета токов КЗ. Для расчета КЗ определенного вида рекомендованы формы (в виде таблиц), предусматривающие последовательность операций аналитического расчета. Так, для расчета максимального тока предусмотрена общая форма А, которая устанавливает последовательность расчета в виде форм АI, АII, АIII и так далее. При расчете минимальных значений тока КЗ предусмотрены формы В. Приведенные далее табл. 5.4—5.6 являются составными указанными форм.

Примечание. Оценка влияния двигателей выполнена в соответствии с выражением (5.3). $\Sigma I_{гм} = 0,110$ кА; $0,01 I_k'' = 0,138$ кА в точке FII, так как $\Sigma I_{гм} < 0,01 I_k''$, влиянием двигателей в точках КЗ FI, FII, FIII и FIV следует пренебречь.

Рекомендаций о расчете токов КЗ на ЭВМ стандарт МЭК не предусматривает.

В ГОСТ не предусмотрен раздел, определяющий последовательность аналитических расчетов. Однако эта последовательность наглядно показана в приведенных примерах расчета. Следует отметить, что метод ГОСТ значительно ориентирован на расчет

Таблица 5.4

Расчет максимального значения тока при трехфазном и двухфазном КЗ. $U_n = 400 \text{ В}$; $c = c_{\max} = 1,0$

Номер строки	Расчетные элементы	Параметры цепи КЗ			Трехфазное КЗ				Двухфазное КЗ		Точка КЗ
		$R_k, \text{мОм}$	$X_k, \text{мОм}$	$Z_k = Z_{(1)} = \sqrt{R_k^2 + X_k^2}, \text{мОм}$	$I''_k = I_b = I_k = \frac{c U_n}{\sqrt{3} Z_k}, \text{кА}$	$\frac{R_k}{X_k}$	k	$i_p = k \sqrt{2} I''_k, \text{кА}$	$I''_{k2} = \frac{\sqrt{3}}{2} I''_k, \text{кА}$	$i_{p2} = \frac{\sqrt{3}}{2} i_p, \text{кА}$	
1	$\sum Z_{HVt}$	0,179	0,484								
2	T1LV	4,60	15,32								
3	1 + 2	4,779	15,804	16,511	13,99	0,302	1,416	28,029	12,12	24,27	FI
4	L2	$\frac{0,194}{0,344}$	$\frac{0,198}{0,368}$								
5	3 + 4	$\frac{4,973}{5,123}$	$\frac{16,002}{16,172}$	$\frac{16,757}{16,964}$	$\frac{13,78}{13,63}$	$\frac{0,311}{0,316}$	$\frac{1,406}{1,400}$	$\frac{27,40}{26,98}$	$\frac{11,93}{11,8}$	$\frac{23,73}{23,365}$	FII
6	L3	$\frac{5,372}{6,921}$	$\frac{1,640}{2,81}$								
7	5 + 6	$\frac{10,345}{12,044}$	$\frac{17,1642}{18,982}$	$\frac{20,451}{22,48}$	$\frac{11,29}{10,285}$	$\frac{0,586}{0,634}$	$\frac{1,189}{1,166}$	$\frac{18,98}{16,96}$	$\frac{9,78}{8,90}$	$\frac{16,44}{14,687}$	FIII
8	L4	$\frac{30,300}{44,385}$	$\frac{1,00}{16,5}$								
9	7 + 8	$\frac{40,645}{56,429}$	$\frac{18,642}{35,482}$	$\frac{44,716}{66,657}$	$\frac{5,16}{3,469}$	$\frac{2,180}{1,59}$	$\frac{1,021}{1,028}$	$\frac{7,45}{5,043}$	$\frac{4,47}{3,0}$	$\frac{6,45}{4,367}$	FIV

Таблица 5.5

Расчет минимального значения тока при трехфазном и двухфазном КЗ. $U_n = 400 \text{ В}$; $c = c_{\min} = 0,95$

Номер строки	Расчетные элементы	Параметры цепи КЗ			Трехфазное КЗ				Двухфазное КЗ		Точка КЗ
		$R_k, \text{МОм}$	$X_k, \text{МОм}$	$Z_k = Z_{(1)} = \sqrt{R_k^2 + X_k^2}, \text{МОм}$	$I''_k = I_b = I_k = \frac{c U_n}{\sqrt{3} Z_k}, \text{кА}$	$\frac{R_k}{X_k}$	k	$i_p = k \sqrt{2} I''_k, \text{кА}$	$I''_{k2} = \frac{\sqrt{3}}{2} I''_k, \text{кА}$	$i_{p2} = \frac{\sqrt{3}}{2} i_p, \text{кА}$	
1	$\sum Z_{HVT}$	0,256	0,532								
2	$T1LV$	4,60	15,32								
3	1 + 2	$\frac{4,856}{14,856}$	$\frac{15,852}{15,852}$	$\frac{16,579}{21,725}$	$\frac{13,23}{10,11}$	$\frac{0,306}{0,937}$	$\frac{1,411}{1,007}$	$\frac{26,340}{15,29}$	$\frac{11,46}{8,745}$	$\frac{22,86}{13,239}$	<i>FI</i>
4	<i>L2</i>	$\frac{0,291}{0,433}$	$\frac{0,198}{0,198}$								
5	3 + 4	$\frac{5,147}{15,289}$	$\frac{16,050}{16,050}$	$\frac{16,855}{22,166}$	$\frac{13,02}{9,90}$	$\frac{0,321}{0,952}$	$\frac{1,394}{1,05}$	$\frac{25,67}{14,70}$	$\frac{11,28}{5,563}$	$\frac{22,23}{12,715}$	<i>FII</i>
6	<i>L3</i>	$\frac{8,058}{11,99}$	$\frac{1,640}{1,640}$								
7	5 + 6	$\frac{13,205}{27,279}$	$\frac{17,690}{17,690}$	$\frac{22,075}{32,512}$	$\frac{9,94}{6,756}$	$\frac{0,746}{1,542}$	$\frac{1,125}{1,02}$	$\frac{15,81}{9,55}$	$\frac{8,61}{5,843}$	$\frac{13,69}{8,26}$	<i>FIII</i>
8	<i>L4</i>	$\frac{45,450}{67,62}$	$\frac{1,000}{1,000}$								
9	7 + 8	$\frac{58,635}{94,899}$	$\frac{18,890}{18,690}$	$\frac{61,361}{96,722}$	$\frac{3,56}{2,27}$	$\frac{3,138}{5,07}$	$\frac{1,020}{1,0}$	$\frac{5,14}{3,21}$	$\frac{3,08}{1,96}$	$\frac{4,45}{2,776}$	<i>FIV</i>

Таблица 5.6

Расчет минимального значения тока при однофазном КЗ. $U_n = 400 \text{ В}$; $c = c_{\min} = 0,95$

Номер строки	Расчетные элементы	Параметры цепи КЗ							Двухфазное КЗ			Точка КЗ
		$R_{(1)}, \text{МОм}$	$X_{(1)}, \text{МОм}$	$R_{(0)}, \text{МОм}$	$X_{(0)}, \text{МОм}$	$R_{rs1} = 2R_{(1)} + R_{(0)}, \text{МОм}$	$X_{rs1} = 2X_{(1)} + X_{(0)}, \text{МОм}$	$Z_{rs1} = \sqrt{R_{rs1}^2 + X_{rs1}^2}, \text{МОм}$	$I''_{\text{к}}, \text{кА}$	k	$i_{\text{п1}} = k\sqrt{2}I''_{\text{к1}}, \text{кА}$	
1	$\sum Z_{HVt}$	0,256	0,532									
2	$T1LV$	4,60	15,32	4,6	14,71							
3	1 + 2	$\frac{4,856}{13,856}$	$\frac{15,852}{15,852}$	$\frac{4,6}{13,6}$	$\frac{14,71}{14,71}$	$\frac{14,31}{41,31}$	$\frac{46,41}{46,41}$	$\frac{48,57}{62,13}$	$\frac{13,55}{10,58}$	$\frac{1,4}{1,1}$	$\frac{27,0}{16,0}$	<i>FI</i>
4	$L2$	$\frac{0,291}{0,441}$	$\frac{0,498}{0,368}$	$\frac{1,053}{1,177}$	$\frac{0,614}{0,784}$							
5	3 + 4	$\frac{5,147}{14,297}$	$\frac{16,050}{16,22}$	$\frac{5,633}{14,777}$	$\frac{15,324}{15,494}$	$\frac{15,92}{43,37}$	$\frac{47,42}{47,93}$	$\frac{50,02}{64,64}$	$\frac{13,16}{10,16}$	$\frac{1,4}{1,0}$	$\frac{25,9}{15,1}$	<i>FII</i>
6	$L3$	$\frac{8,058}{9,857}$	$\frac{1,640}{2,81}$	$\frac{32,232}{33,39}$	$\frac{6,002}{7,172}$							
7	5 + 6	$\frac{13,205}{25,654}$	$\frac{17,690}{19,03}$	$\frac{37,865}{49,67}$	$\frac{21,326}{22,666}$	$\frac{64,27}{100,9}$	$\frac{56,70}{60,72}$	$\frac{85,71}{117,8}$	$\frac{7,68}{5,57}$	$\frac{1,1}{1,02}$	$\frac{12,2}{8,04}$	<i>FIII</i>
8	$L4$	$\frac{45,450}{59,535}$	$\frac{1,000}{16,5}$	$\frac{181,80}{195,88}$	$\frac{4,030}{19,53}$							
9	7 + 8	$\frac{58,655}{90,689}$	$\frac{18,690}{35,53}$	$\frac{219,66}{251,05}$	$\frac{25,356}{42,196}$	$\frac{336,9}{432,4}$	$\frac{62,73}{113,2}$	$\frac{342,7}{447,0}$	$\frac{1,92}{1,47}$	$\frac{1,02}{1,0}$	$\frac{2,77}{2,08}$	<i>FIV</i>

с помощью ЭВМ, особенно определение токов КЗ в произвольный момент времени. Расчет активного сопротивления дуги, а также увеличения активного сопротивления проводников удобнее выполнять на ЭВМ.

Для сопоставления методов расчета токов КЗ по МЭК и ГОСТ далее рассматривается пример расчета токов КЗ. За основу взят пример из стандарта МЭК. Результаты расчета параметров схемы и токов КЗ по методу МЭК приводятся в табл. 5.4—5.6 (в числителе).

На базе исходных данных указанного примера выполнен расчет токов КЗ по методу ГОСТ. Результаты расчетов приведены также в табл. 5.2—5.4 (в знаменателе). На схеме рис. 5.7 и в тексте приняты обозначения МЭК.

Пример. Определить максимальные и минимальные значения токов при трехфазном и двухфазном КЗ в точках *FI*, *FII*, *FIII* и *FIV* расчетной схемы (см. рис. 5.7).

Расчетные условия: секционный выключатель отключен; минимальные значения тока КЗ определить при температуре кабелей $\theta_c = 145^\circ\text{C}$, что соответствует соотношению $R_L = 1,5 R_{L20}$.

Исходные данные. Питающая система (фидер): $U_{nQ} = 20$ кВ; $I''_{kQ_{\max}} = 14,43$ кА при $c_Q = c_{Q_{\max}} = 1,1$; $I''_{Q_{\min}} = 11,5$ кА при $c_Q = c_{Q_{\min}} = 1,0$.

Кабельная линия *L1*: $3 \times (1 \times 150) \text{ мм}^2$ (три одиночных кабеля с поперечным сечением 150 мм^2); $R'_L = 212$ мОм/км; $X'_L = 197$ мОм/км; $l = 1,7$ км.

Трансформаторы $T1 = T2$; $S_{rT} = 0,4 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $U_{rTHV} = 20$ кВ; $U_{rTLV} = 0,4$ кВ; $u_{krT} = 4\%$; $u_{rT} = 1,15\%$; $R_{(0)T}/R_{TLV} = 1$; $X_{(0)}/X_{TLV} = 0,96$.

Кабельная линия *L2*: $2 \times (4 \times 240) \text{ мм}^2$; $R'_L = 77,5$ мОм/км; $X'_L = 79$ мОм/км; $l = 5$ м; $R_{(0)}/R = 3,55$; $X_{(0)}/X = 3,10$.

Кабельная линия *L3*: $4 \times 70 \text{ мм}^2$; $R'_L = 268,6$ мОм/км; $X'_L = 82$ мОм/км; $l = 20$ м; $R_{(0)}/R = 4,00$; $X_{(0)}/X = 3,66$.

Кабельная линия *L4*: $5 \times 6 \text{ мм}^2$; $R'_L = 3030$ мОм/км; $X'_L = 100$ мОм/км; $l = 10$ м; $R_{(0)}/R = 4,00$; $X_{(0)}/X = 4,03$.

Двигатель *M1*: $P_{rM} = 0,02$ МВт; $\cos \varphi_r = 0,85$; $\eta_r = 0,93$.

Двигатель *M2*: $P_{rM} = 0,04$ МВт; $\cos \varphi_r = 0,85$; $\eta_r = 0,93$.

Расчет тока КЗ по методу, изложенному в ГОСТ Р 50270-92. При расчете максимальных значений тока трехфазного КЗ кроме учета параметров основных элементов схемы, приведенных

в табл. 5.4, необходимо учесть: активные и индуктивные сопротивления токовых катушек автоматических выключателей; суммарное активное сопротивление различных контактов; активные и индуктивные сопротивления первичных обмоток трансформаторов тока. Так как в методе расчета МЭК не предусмотрен учет этих параметров схемы, то, естественно, исходные параметры примера расчета не содержат данных, необходимых для определения указанных сопротивлений. Предполагая, что трансформаторы тока установлены в линиях $L2, L3, L4$ определены значения r_{TA} и x_{TA} : $r_{TAL2} = 0,11$ мОм; $x_{TAL2} = 0,17$ мОм; $r_{TAL3} = 0,42$ мОм; $x_{TAL3} = 0,67$ мОм; $r_{TAL4} = 7$ мОм; $x_{TAL4} = 11$ мОм. Сопротивления токовых катушек и контактов автоматических выключателей для линии $L3$ и $L4$ по данным [2]: $r_{к.ВL3} = 1,1$ мОм; $x_{к.ВL3} = 0,5$ мОм; $r_{к.ВL4} = 7$ мОм; $x_{к.ВL4} = 4,5$ мОм. Суммарное активное сопротивление различных контактов: $r_{кL2} = 0,04$ мОм; $r_{кL3} = 0,029$ мОм; $r_{кL4} = 0,085$ мОм.

При расчете минимальных значений тока трехфазного КЗ активное сопротивление дуги принято равным 10 мОм для всех расчетных точек КЗ. Увеличение активного сопротивления кабелей при их нагревании определяется для заданных условий: $\vartheta_{кн} = 145$ °С.

При расчете минимальных значений тока однофазного КЗ сопротивление дуги для каждой точки КЗ легко определить по расчетным кривым, приведенным в [2]. Для точек $FI, FII, FIII, FIV$ оно составляет соответственно 9; 9; 10,5 и 16 мОм.

Анализ результатов расчетов, выполненных по методам МЭК и ГОСТ, показывает:

при расчете максимального значения тока трехфазного и двухфазного КЗ результаты, полученные по разным методам, отличаются и зависят от положения расчетной точки. Значения токов КЗ, определенные по методу МЭК, практически всегда завышены по сравнению с токами КЗ, вычисленными по методу ГОСТ. Разница токов трехфазного КЗ $I''_к$ в рассмотренных точках КЗ $FI, FII, FIII, FIV$ составляет соответственно: 0; 1; 9,7; 48,7 %.

При расчете минимального значения тока трехфазного КЗ разница составляет: 30,8; 31,5; 47,1; 56,8 %, при расчете минимального значения тока однофазного КЗ: 28; 29,4; 37,6; 30,6 %.

Сравнительный анализ методов расчета токов КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ, изложенных в стандарте МЭК и ГОСТ Р 50270-92, показывает:

- методы МЭК и ГОСТ имеют в основе схожие математические модели и поэтому принципиально идентичны;
- метод МЭК более прост в употреблении, поскольку учитывает ограниченное число влияющих факторов, использует значительное

число допущений и позволяет приближенно определить только часть составляющих тока КЗ;

- метод ГОСТ базируется на ряде новых отечественных разработок о токах КЗ в сетях до 1 кВ, позволяет учесть практически все основные влияющие факторы, дает возможность определить все необходимые составляющие тока КЗ в сетях с различной структурой;

- погрешность в расчетах токов КЗ по методике МЭК по отношению к расчетам по методике ГОСТ доходит до 20—60 %, что недопустимо как при проверке электрооборудования на электродинамическую и термическую стойкость, так и при расчете уставок средств защиты и автоматики;

- для строгих расчетов токов КЗ в сетях до 1 кВ целесообразно рекомендовать использование метода ГОСТ, при приближенных расчетах можно использовать также метод МЭК.

6 РАСЧЕТ ТОКОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ В ЭЛЕКТРОУСТАНОВКАХ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА НАПРЯЖЕНИЕМ ДО 1 кВ

6.1. Принимаемые допущения

При расчетах токов КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ допускается:

- использовать упрощенные методы расчетов, если их погрешность не превышает 10 %;
- максимально упрощать и эквивалентировать всю внешнюю сеть по отношению к месту КЗ и индивидуально учитывать только автономные источники электроэнергии и электродвигатели, непосредственно примыкающие к месту КЗ;
- не учитывать ток намагничивания трансформаторов;
- не учитывать насыщение магнитных систем электрических машин;
- принимать коэффициенты трансформации трансформаторов равными отношению средних номинальных напряжений тех ступеней напряжения сетей, которые связывают трансформаторы. При этом следует использовать следующую шкалу средних номинальных напряжений: 37; 24; 20; 15,75; 13,8; 10,5; 6,3; 3,15; 0,69; 0,525; 0,4; 0,23 кВ;
- не учитывать влияние синхронных и асинхронных электродвигателей или комплексной нагрузки, если их суммарный номинальный ток не превышает 1,0 % начального значения периодической составляющей тока в месте КЗ, рассчитанного без учета электродвигателей или комплексной нагрузки.

6.2. Расчет начального значения периодической составляющей тока трехфазного короткого замыкания

Токи КЗ в электроустановках напряжением до 1 кВ рекомендуется рассчитывать в именованных единицах.

При составлении эквивалентных схем замещения параметры элементов исходной расчетной схемы следует приводить к ступени напряжения сети, на которой находится точка КЗ, а активные и индуктивные сопротивления всех элементов схемы замещения выражать в миллиомах.

Методика расчета начального действующего значения периодической составляющей тока КЗ в электроустановках до 1 кВ зависит от способа электроснабжения, энергосистемы или автономного источника.

При расчете токов КЗ в электроустановках, получающих питание непосредственно от сети энергосистемы, допускается считать, что понижающие трансформаторы подключены к источнику неизменного по амплитуде напряжения через эквивалентное индуктивное сопротивление.

Значение этого сопротивления (X_c), мОм, приведенное к ступени низшего напряжения сети, следует рассчитывать по формуле

$$X_c = \frac{U_{\text{срНН}}^2}{\sqrt{3} I_{\text{кВН}} U_{\text{срВН}}} = \frac{U_{\text{срНН}}}{S_k} 10^{-3}, \quad (6.1)$$

где $U_{\text{срНН}}$ — среднее номинальное напряжение сети, подключенной к обмотке низшего напряжения трансформатора, В; $U_{\text{срВН}}$ — среднее номинальное напряжение сети, к которой подключена обмотка высшего напряжения трансформатора, В; $I_{\text{кВН}} = I_{\text{п0ВН}}$ — действующее значение периодической составляющей тока при трехфазном КЗ у выводов обмотки высшего напряжения трансформатора, кА; S_k — условная мощность короткого замыкания у выводов обмотки высшего напряжения трансформатора, МВ · А.

При отсутствии этих данных эквивалентное индуктивное сопротивление системы в миллиомах допускается рассчитывать по формуле

$$X_c = \frac{U_{\text{срНН}}^2}{\sqrt{3} I_{\text{откл.ном}} U_{\text{срВН}}},$$

где $I_{\text{откл.ном}}$ — номинальный ток отключения выключателя, установленного на стороне высшего напряжения понижающего трансформатора.

В случаях, когда понижающий трансформатор подключен к сети энергосистемы через реактор, воздушную или кабельную линию (длиной более 1 км), необходимо учитывать не только индуктивные, но и активные сопротивления этих элементов.

При электроснабжении электроустановки от энергосистемы через понижающий трансформатор начальное действующее значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ ($I_{\text{п0}}$) в килоампе-

рах без учета подпитки от электродвигателей следует рассчитывать по формуле

$$I_{п0} = \frac{U_{срНН}^2}{\sqrt{3} \sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}},$$

где $U_{срНН}$ — среднее номинальное напряжение сети, в которой произошло короткое замыкание, В; $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления прямой последовательности цепи КЗ, мОм. Эти сопротивления равны:

$$R_{1\Sigma} = R_T + R_p + R_{ТА} + R_{к.в} + R_{ш} + R_k + R_{1кб} + R_{ВЛ} + R_d$$

и

$$X_{1\Sigma} = X_c + X_T + X_p + X_{ТА} + X_{к.в} + X_{ш} + X_{1кб} + X_{ВЛ},$$

где X_c — эквивалентное индуктивное сопротивление системы до понижающего трансформатора, мОм, приведенное к ступени низшего напряжения; $R_{к.в}$, $X_{к.в}$ — активное и индуктивное сопротивления катушек и переходных сопротивлений подвижных контактов автоматических выключателей, мОм; $R_{ш}$ и $X_{ш}$ — активное и индуктивное сопротивления шинпроводов, мОм; R_k — суммарное активное сопротивление различных контактов и контактных соединений. При приближенном учете сопротивлений контактов следует принимать: $R_k = 0,1$ мОм — для контактных соединений кабелей; $R_k = 0,01$ мОм — для шинпроводов; $R_k = 1,0$ мОм — для коммутационных аппаратов; $R_{1кб}$, $X_{1кб}$ — активное и индуктивное сопротивления прямой последовательности кабелей; $R_{ВЛ}$, $X_{ВЛ}$ — активное и индуктивное сопротивления прямой последовательности воздушных линий или проводов, проложенных открыто на изоляторах; R_d — активное сопротивление дуги в месте КЗ, мОм, рассчитываемое, как указано в § 6.9, в зависимости от условий КЗ; $R_{ТА}$, $X_{ТА}$ — активное и индуктивное сопротивления первичных обмоток трансформаторов тока, мОм; R_p , X_p — активное и индуктивное сопротивления реактора, мОм; R_T , X_T — активное и индуктивное сопротивления прямой последовательности понижающего трансформатора,

мОм, приведенные к ступени низшего напряжения сети. Их рассчитывают по формулам:

$$R_T = \frac{P_{\text{к ном}} U_{\text{номНН}}^2}{S_{\text{Т ном}}^2} 10^6; \quad (6.2)$$

$$X_T = \sqrt{u_{\text{к}}^2 - \left(\frac{100 P_{\text{к ном}}}{S_{\text{Т ном}}^2} \right)^2} \frac{U_{\text{номНН}}^2}{S_{\text{Т ном}}} 10^4, \quad (6.3)$$

где $S_{\text{Т ном}}$ — номинальная мощность трансформатора, кВ · А; $P_{\text{к ном}}$ — потери короткого замыкания в трансформаторе, кВт; $U_{\text{номНН}}$ — номинальное напряжение обмотки низшего напряжения трансформатора, кВ; $u_{\text{к}}$ — напряжение короткого замыкания трансформатора, %.

Активное сопротивление токоограничивающего реактора следует рассчитывать по формуле

$$R_p = \frac{\Delta P_{\text{р ном}}}{I_{\text{р ном}}^2} 10^3,$$

где $\Delta P_{\text{р ном}}$ — потери активной мощности в фазе реактора при номинальном токе, Вт; $I_{\text{р ном}}$ — номинальный ток реактора, А.

Индуктивное сопротивление реактора (X_p) следует принимать, как указано изготовителем или определять по формуле

$$X_p = \omega_c (L - M) \cdot 10^3,$$

где $\omega_c = 2\pi f$ — угловая частота напряжения сети, рад/с; L — индуктивность катушки реактора, Гн; M — взаимная индуктивность между фазами реактора, Гн;

Если электроснабжение электроустановки осуществляется от энергосистемы через понижающий трансформатор и вблизи места КЗ имеются синхронные и асинхронные электродвигатели или комплексная нагрузка, то начальное действующее значение периодической составляющей тока КЗ с учетом подпитки от электродвигателей или комплексной нагрузки следует определять как сумму токов от энергосистемы и электродвигателей или комплексной нагрузки (см. § 6.7 и 6.8).

В электроустановках с автономными источниками электроэнергии начальное действующее значение периодической составляющей

тока КЗ без учета подпитки от электродвигателей в килоамперах следует рассчитывать по формуле

$$I_{п0} = \frac{E''_{\phi}}{\sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}},$$

где E''_{ϕ} — сверхпереходная ЭДС (фазное значение) автономного источника, В. Значение этой ЭДС следует рассчитывать по (4.38) или как для синхронных электродвигателей (см. § 6.7); $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления цепи КЗ, мОм.

Эти сопротивления равны:

$$R_{1\Sigma} = R_{ст} + R_{ТА} + R_{к.в} + R_p + R_{ш} + R_k + R_{1кб} + R_{1ВЛ} + R_d;$$

$$X_{1\Sigma} = X''_d + X_{ТА} + X_{к.в} + X_p + X_{ш} + X_{1кб} + X_{1ВЛ},$$

где X''_d — сверхпереходное сопротивление по продольной оси ротора (см. табл. 4.1); $R_{ст}$ — активное сопротивление обмотки статора автономного источника (см. табл. 4.1).

При необходимости учета синхронных и асинхронных электродвигателей или комплексной нагрузки в автономной электрической системе начальное действующее значение периодической составляющей тока КЗ следует определять как сумму токов от автономных источников и от электродвигателей (см. § 6.7) или комплексной нагрузки (см. § 6.8).

6.3. Методы расчета несимметричных коротких замыканий. Составление схем замещения

Расчет токов несимметричных КЗ следует выполнять с использованием метода симметричных составляющих. При этом предварительно следует составить схемы замещения прямой, обратной и нулевой последовательностей.

В схему замещения прямой последовательности должны быть введены все элементы исходной расчетной схемы, причем при расчете начального значения периодической составляющей тока несимметричного КЗ автономные источники, синхронные и асинхронные электродвигатели, а также комплексная нагрузка должны быть учтены сверхпереходными ЭДС и сверхпереходными сопротивлениями.

Схема замещения обратной последовательности также должна включать все элементы исходной расчетной схемы. Сопротивления обратной последовательности следует принимать по данным ката-

логов, а асинхронных машин — принимать равными сверхпереходным сопротивлениям.

Расчет токов однофазного короткого замыкания. Если электроустановка напряжением до 1 кВ осуществляется от энергосистемы через понижающий трансформатор, то начальное значение периодической составляющей тока однофазного КЗ от системы, кА, следует рассчитывать по формуле

$$I_{п0}^{(1)} = \frac{\sqrt{3} U_{ср\text{ нн}}}{\sqrt{(2R_{1\Sigma} + R_{0\Sigma})^2 + (2X_{1\Sigma} + X_{0\Sigma})^2}},$$

где $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления прямой последовательности расчетной схемы относительно точки КЗ, мОм; $R_{0\Sigma}$, $X_{0\Sigma}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления нулевой последовательности расчетной схемы относительно точки КЗ, мОм. Эти сопротивления равны:

$$R_{0\Sigma} = R_{0Т} + R_p + R_{ТА} + R_{к.в} + R_k + R_{0ш} + R_{0кб} + R_{0ВЛ} + R_d;$$

$$X_{1\Sigma} = X_{0Т} + X_p + X_{ТА} + X_{к.в} + X_{0ш} + X_{0кб} + X_{0ВЛ},$$

где $R_{0Т}$, $X_{0Т}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности понижающего трансформатора. Для трансформаторов, обмотки которых соединены по схеме Δ/Y_0 , при расчете КЗ в сети низшего напряжения эти сопротивления следует принимать равными соответственно активным и индуктивным сопротивлениям прямой последовательности. При других схемах соединения обмоток трансформаторов активные и индуктивные сопротивления нулевой последовательности необходимо принимать в соответствии с указаниями изготовителей; $R_{0ш}$, $X_{0ш}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности шинпровода; $R_{0кб}$, $X_{0кб}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности кабеля; $R_{0ВЛ}$, $X_{0ВЛ}$ — активное и индуктивное сопротивления нулевой последовательности воздушной линии:

$$R_{0ВЛ} = R_1 + 3R_3 = R_1 + 0,15 \text{ мОм/м};$$

$$X_{0ВЛ} \approx 3X_{1ВЛ}.$$

В электроустановках с автономными источниками энергии начальное значение периодической составляющей тока однофазного КЗ ($I_{п0}^{(1)}$) в килоамперах следует определять по формуле

$$I_{п0}^{(1)} = \frac{3E''_{\Phi}}{\sqrt{(2R_{1\Sigma} + R_{0\Sigma})^2 + (2X_{1\Sigma} + X_{0\Sigma})^2}}, \quad (6.4)$$

где E''_{Φ} — эквивалентная сверхпереходная ЭДС автономных источников (фазная), В, которую определяют в соответствии с § 6.2.

Начальное значение периодической составляющей тока однофазного КЗ с учетом синхронных и асинхронных электродвигателей в килоамперах следует рассчитывать аналогично, в соответствии с формулой (6.4).

При необходимости определения периодической составляющей тока однофазного КЗ в произвольный момент времени следует применять методы, изложенные в § 6.7.

Комплексная нагрузка учитывается параметрами, приведенными в табл. 3.1.

Расчет токов двухфазного короткого замыкания. При электропитании электроустановок напряжением до 1 кВ от энергосистемы через понижающий трансформатор начальное значение периодической составляющей тока двухфазного КЗ ($I_{п0}^{(2)}$) в килоамперах следует определять по формуле

$$I_{п0}^{(2)} = \frac{U_{ср\text{ НН}}}{2\sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}},$$

где $R_{1\Sigma} = R_T + R_p + R_{TA} + R_{к.в} + R_{ш} + R_k + R_{1кб} + R_{1ВЛ} + R_d/2$;

$$X_{1\Sigma} = X_c + X_T + X_p + X_{TA} + X_{к.в} + X_{ш} + X_{1кб} + X_{1ВЛ}.$$

В электроустановках с автономными источниками энергии начальное значение периодической составляющей тока двухфазного КЗ следует рассчитывать по формуле

$$I_{п0}^{(2)} = \frac{\sqrt{3}E''_{\Phi}}{2\sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}}.$$

Начальное значение периодической составляющей тока двухфазного КЗ с учетом асинхронных электродвигателей ($I_{п0АД}^{(2)}$) в килоамперах следует определять по формуле

$$I_{п0АД}^{(2)} = \frac{\sqrt{3}E_{\Phi\Sigma}''}{2\sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}},$$

где $E_{\Phi\Sigma}''$ — эквивалентная сверхпереходная ЭДС (фазное значение) асинхронных электродвигателей и источника электроэнергии, В; $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления прямой последовательности относительно точки КЗ (с учетом параметров асинхронных электродвигателей), мОм.

Начальное действующее значение периодической составляющей тока двухфазного КЗ с учетом синхронных электродвигателей в килоамперах определяют аналогично.

При необходимости определения периодической составляющей тока двухфазного КЗ в произвольный момент времени применяют методы расчета, приведенные в § 6.7.

6.4. Расчет аperiodической составляющей тока короткого замыкания

Наибольшее начальное значение аperiodической составляющей тока КЗ в общем случае следует считать равным амплитуде периодической составляющей тока в начальный момент КЗ:

$$i_{a0} = \sqrt{2}I_{п0}.$$

В радиальных сетях аperiodическую составляющую тока КЗ в произвольный момент времени следует определять по формуле

$$i_{at} = i_{a0} e^{-t/T_a},$$

где t — время, с; T_a — постоянная времени затухания аperiodической составляющей тока КЗ, с, равная

$$T_a = \frac{X_{\Sigma}}{\omega_c R_{\Sigma}},$$

где X_{Σ} , R_{Σ} — результирующие индуктивное и активное сопротивления цепи КЗ, мОм; ω_c — синхронная угловая частота напряжения сети, рад/с.

При определении X_Σ и R_Σ синхронные генераторы, синхронные и асинхронные электродвигатели должны быть введены в схему замещения в соответствии с требованиями § 6.7. Комплексная нагрузка должна быть введена в схему замещения в соответствии с требованиями § 6.8.

Апериодическую составляющую тока КЗ от автономного синхронного генератора в килоамперах в случае необходимости учета тока генератора в момент времени, предшествующий КЗ, следует определять как [47].

Если точка КЗ делит расчетную схему на радиальные, независимые друг от друга ветви, то апериодическую составляющую тока КЗ в произвольный момент времени следует определять как сумму апериодических составляющих токов отдельных ветвей [47].

6.5. Расчет ударного тока короткого замыкания

Ударный ток трехфазного КЗ в электроустановках с одним источником энергии (энергосистема или автономный источник) рассчитывают по формуле

$$i_{уд} = \sqrt{2}I_{п0} \left(1 + e^{\frac{-t_{уд}}{T_a}} \right) = \sqrt{2}I_{п0}K_{уд},$$

где $K_{уд} = \left(1 + e^{\frac{-t_{уд}}{T_a}} \right)$ — ударный коэффициент, который может быть определен по кривым рис. 6.1; T_a — постоянная времени

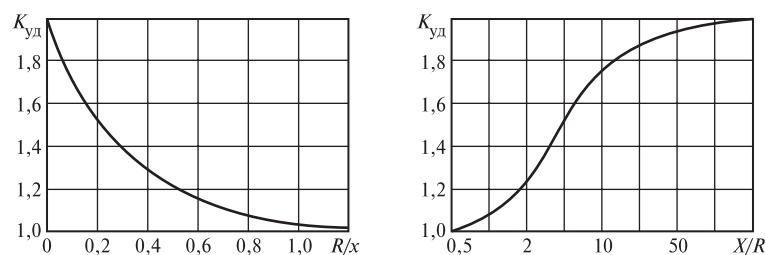


Рис. 6.1. Кривые зависимости ударного коэффициента $K_{уд}$ от отношений R/X и X/R

затухания апериодической составляющей тока КЗ (см. § 6.4); $t_{уд}$ — время от момента начала КЗ до появления ударного тока, с, равное

$$t_{уд} = 0,01 \frac{\frac{\pi}{2} + \varphi_k}{\pi};$$

$$\varphi_k = \arctg X_{1\Sigma}/R_{1\Sigma}.$$

При необходимости учета синхронных и асинхронных электродвигателей или комплексной нагрузки ударный ток КЗ следует определять как сумму ударных токов от автономных источников и электродвигателей (см. § 6.7) или от комплексной нагрузки (см. § 6.8).

Если точка КЗ делит расчетную схему на радиальные, независимые друг от друга ветви, то ударный ток КЗ допустимо определять как сумму ударных токов отдельных ветвей по формуле

$$i_{уд} = \sum_{i=1}^m \sqrt{2} I_{п0i} \left(1 + e^{\frac{-t_{удi}}{T_{ai}}} \right),$$

где m — число независимых ветвей схемы; $I_{п0i}$ — начальное действующее значение периодической составляющей тока КЗ в i -й ветви, кА; $t_{удi}$ — время появления ударного тока в i -й ветви, с; T_{ai} — постоянная времени затухания апериодической составляющей тока КЗ в i -й ветви, с.

6.6. Расчет периодической составляющей тока КЗ для произвольного момента времени

Методика расчета периодической составляющей тока трехфазного КЗ для произвольного момента времени в электроустановках до 1 кВ зависит от способа электроснабжения — от энергосистемы или автономного источника.

При электроснабжении электроустановки от энергосистемы через понижающий трансформатор действующее значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ в произвольный момент времени в килоамперах без учета подпитки от электродвигателей следует определять по формуле

$$I_{пт} = \frac{U_{ср\text{ нн}}}{\sqrt{3} \sqrt{X_{1\Sigma}^2 + (R_{1\Sigma} + R_{дт} + R_{1кб9т})^2}},$$

где $U_{ср\text{ нн}}$ — среднее номинальное напряжение сети, в которой произошло КЗ, В; $X_{1\Sigma}$, $R_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное индуктивное и суммарное активное сопротивления прямой последовательности

цепи КЗ, мОм, (см. § 6.2.) без учета активного сопротивления электрической дуги и кабельной (воздушной) линии; $R_{дt}$ — активное сопротивление дуги в месте КЗ в произвольный момент времени, мОм, которое рассчитывают в соответствии с § 6.9; $R_{1кб9t}$ — активное сопротивление прямой последовательности кабельной линии к моменту времени t с учетом нагрева его током КЗ, мОм. Это сопротивление рассчитывают в соответствии с § 6.10.

Если электроснабжение электроустановки осуществляется от энергосистемы через понижающий трансформатор и вблизи места КЗ имеются синхронные и асинхронные электродвигатели или комплексная нагрузка, связанные с точкой КЗ по радиальной схеме, то действующее значение периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени следует определять как сумму токов от энергосистемы и от электродвигателей или комплексной нагрузки (см. § 6.7 и 6.8).

В электроустановках с автономными источниками электроэнергии уточненный расчет периодической составляющей тока КЗ от источников электроэнергии (синхронных генераторов) в произвольный момент времени следует выполнять путем решения соответствующей системы дифференциальных уравнений переходных процессов с использованием ЭВМ и выделения периодической составляющей (см. гл. 4). В приближенных расчетах для определения действующего значения периодической составляющей тока КЗ при радиальной схеме следует применять типовые кривые, приведенные на рис. 4.13.

Действующее значение периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени от синхронного генератора (или нескольких однотипных синхронных генераторов, находящихся в одинаковых условиях по отношению к точке КЗ) следует определять по формуле

$$I_{пт} = \gamma_1 I_{*п0ном} I_{ном},$$

причем при нескольких генераторах под номинальным током следует понимать сумму номинальных токов всех генераторов.

При необходимости учета синхронных и асинхронных электродвигателей или комплексной нагрузки в автономной электрической системе действующее значение периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени при радиальной схеме связи двигателей с точкой КЗ следует определять как сумму токов от автономных источников и электродвигателей или комплексной нагрузки (см. § 6.7 и 6.8).

Учет влияния на ток КЗ сопротивления электрической дуги и увеличения активного сопротивления проводников под действием тока КЗ рекомендуется выполнять в соответствии с § 6.9 и 6.10.

6.7. Учет синхронных и асинхронных электродвигателей при расчете токов КЗ

При расчете начального значения периодической составляющей тока КЗ синхронные электродвигатели следует учитывать сверхпереходным сопротивлением по продольной оси ротора X_d'' , а при определении постоянной времени затухания аperiodической составляющей тока КЗ — индуктивным сопротивлением для токов обратной последовательности X_2 и активным сопротивлением обмотки статора $R_{сд}$. В приближенных расчетах допустимо принимать

$$X_{dном}'' = 0,15; \quad X_2 = X_d''; \quad R_{сд} = 0,15X_d''.$$

В радиальной схеме начальное действующее значение периодической составляющей тока КЗ от синхронных электродвигателей следует определять по формуле

$$I_{п0сд} = \frac{E_{фсд}''}{\sqrt{(X_d'' + X_{1\Sigma})^2 + (R_{сд} + R_{1\Sigma})^2}},$$

где $E_{фсд}''$ — сверхпереходная ЭДС синхронного электродвигателя (фазное значение), В; X_d'' , $R_{сд}$ — соответственно сверхпереходное индуктивное и активное сопротивления электродвигателя, мОм; $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — суммарное индуктивное и суммарное активное сопротивления прямой последовательности цепи, включенной между электродвигателем и расчетной точкой КЗ, мОм.

Для синхронных электродвигателей, которые до КЗ работали с перевозбуждением, сверхпереходную ЭДС, В, следует рассчитывать по формуле

$$E_{фсд}'' = \sqrt{(U_{ф0} \cos \varphi_0 + I_0 R_{сд})^2 + (U_0 \sin \varphi_0 + I_0 X_d'')^2}.$$

Для синхронных электродвигателей, работавших до КЗ с недо возбуждением, сверхпереходную ЭДС, В, следует определять по формуле

$$E_{фсд}'' = \sqrt{(U_{ф0} \cos \varphi_0 + I_0 R_{сд})^2 + (U_0 \sin \varphi_0 - I_0 X_d'')^2}. \quad (6.5)$$

При расчетах начального значения периодической составляющей тока КЗ от асинхронных электродвигателей последние следует вводить в схему замещения сверхпереходным индуктивным сопротивле-

нием. При необходимости проведения уточненных расчетов следует также учитывать активное сопротивление асинхронного электродвигателя.

Суммарное активное сопротивление характеризующее асинхронный электродвигатель в начальный момент КЗ, допустимо рассчитывать по формуле

$$R_{ад} = R_1 + 0,96 \mathring{R}_2,$$

где R_1 — активное сопротивление статора, мОм; $\mathring{R}_2$ — активное сопротивление ротора, приведенное к статору, мОм. Это сопротивление допустимо определять по формуле

$$\mathring{R}_2 = \frac{0,36 M_{*п} (P_{ном} + P_{мх})}{I_{*п}^2 I_{ном}^2 (1 - s_{ном})} 10^6,$$

где $M_{*п}$ — кратность пускового момента электродвигателя по отношению к его номинальному моменту; $P_{ном}$ — номинальная мощность электродвигателя, кВт; $P_{мх}$ — механические потери в электродвигателе (включая добавочные потери), кВт; $I_{*п}$ — кратное значение пускового тока электродвигателя по отношению к его номинальному току; $I_{ном}$ — номинальный ток электродвигателя; $s_{ном}$ — номинальное скольжение, отн. ед.

Активное сопротивление статора электродвигателя, мОм, если оно не задано изготовителем, допускается определять по формуле

$$R_1 = \frac{s_{ном}}{100} \frac{U_{ном}^2 \cos \varphi_{ном}}{P_{ном}},$$

где $s_{ном}$ — номинальное скольжение асинхронного электродвигателя, %.

Сверхпереходное индуктивное сопротивление, мОм, асинхронного электродвигателя равно

$$X''_{АД} = \sqrt{\left(\frac{U_{ф.ном}}{I_{*п} I_{ном}} 10^3 \right)^2 - R_{АД}^2},$$

где $U_{ф. ном}$ — номинальное фазное напряжение электродвигателя, В.

Начальное действующее значение периодической составляющей тока КЗ, кА, асинхронных электродвигателей следует рассчитывать по формуле

$$I_{п0АД} = \frac{E''_{ф АД}}{\sqrt{(X''_{АД} + X_{1\Sigma})^2 + (R_{АД} + R_{1\Sigma})^2}},$$

где $X''_{\text{АД}}$, $R_{\text{ад}}$ — соответственно сверхпереходное индуктивное и активное сопротивления электродвигателя, мОм; $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — суммарное индуктивное и суммарное активное сопротивления прямой последовательности цепи, включенной между электродвигателем и расчетной точкой КЗ, мОм; $E''_{\text{ф.АД}}$ — сверхпереходная ЭДС асинхронного электродвигателя, которую можно рассчитать по формуле (6.5), заменив в ней $R_{\text{СД}}$ и X''_d соответственно на $R_{\text{АД}}$ и $X''_{\text{АД}}$.

Ударный ток трехфазного КЗ синхронного электродвигателя следует рассчитывать так же, как и ток автономного источника (см. § 6.5).

Ударный ток асинхронного электродвигателя следует рассчитывать с учетом затухания амплитуды периодической составляющей тока КЗ по формуле

$$i_{\text{удАД}} = \sqrt{2} I_{\text{п0АД}} \left(e^{\frac{-0,01}{T_p}} + e^{\frac{-0,01}{T_a}} \right),$$

где T_p — расчетная постоянная времени затухания периодической составляющей тока статора, с; T_a — постоянная времени затухания апериодической составляющей тока статора, с.

Постоянные T_p и T_a допускается рассчитывать по формулам:

$$T_p = \frac{X''_{\text{АД}} + X_{1\text{кб}}}{\omega_c \dot{R}_2};$$

$$T_a = \frac{X''_{\text{АД}} + X_{1\text{кб}}}{\omega_c (R_1 + R_{1\text{кб}})},$$

где ω_c — синхронная угловая частота, рад/с; R_1 , $\dot{R}_2$ — соответственно активное сопротивление статора и активное сопротивление ротора, приведенное к статору, которые допускается рассчитывать, как указано выше.

Точный расчет действующего значения периодической составляющей тока КЗ синхронных и асинхронных электродвигателей в произвольный момент времени выполняют путем решения соответствующей системы дифференциальных уравнений переходных процессов и выделения периодической составляющей тока. При приближенных расчетах этой составляющей тока КЗ в радиальной схеме используют типовые кривые, приведенные на рис. 3.6 и 3.7.

Действующее значение периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени от синхронного или асинхронного

электродвигателя ($I_{птСД}$, $I_{птАД}$) или нескольких электродвигателей, находящихся в одинаковых условиях по отношению к точке КЗ, следует рассчитывать соответственно по формулам

$$I_{птСД} = \gamma_{тСД} I_{*п0ном} I_{номСД};$$

$$I_{птАД} = \gamma_{тАД} I_{*п0ном} I_{номАД},$$

причем при нескольких электродвигателях под номинальным током следует понимать сумму номинальных токов всех электродвигателей.

6.8. Учет комплексной нагрузки при расчетах токов короткого замыкания

В состав комплексной нагрузки могут входить асинхронные и синхронные электродвигатели, преобразователи, электротермические установки, конденсаторные батареи, лампы накаливания и газоразрядные источники света.

При определении начального значения периодической составляющей тока КЗ комплексную нагрузку в схему замещения прямой последовательности следует вводить эквивалентной сверхпереходной ЭДС $E''_{нг}$ и сопротивлением прямой последовательности $Z_{1нг}$, а в схему обратной и нулевой последовательностей — сопротивлениями $Z_{2нг}$ и $Z_{0нг}$. Рекомендуемые значения сверхпереходной ЭДС ($E''_{нг}$), сопротивлений прямой (Z_1) и обратной (Z_2) последовательностей отдельных элементов комплексной нагрузки приведены в табл. 3.1.

Значения модулей полных сопротивлений $Z_{1нг}$, $Z_{2нг}$ и $Z_{0нг}$, а также эквивалентной сверхпереходной ЭДС комплексной нагрузки $E''_{нг}$ в относительных единицах при отсутствии других, более полных данных, могут быть определены по кривым, приведенным на рис. 6.2, а—г и 6.3, а—в в зависимости от относительного состава потребителей узла нагрузки P_i/P_Σ , где P_Σ — суммарная номинальная активная мощность нагрузки, кВт; P_i — установленная мощность i -го потребителя нагрузки, кВт ($P_{*АД}$ — асинхронные двигатели, $P_{*СД}$ — синхронные двигатели, $P_{*ЛН}$ — лампы накаливания, $P_{*ЭУ}$ — электротермические установки, $P_{*ЛГ}$ — газонаполненные лампы, $P_{*П}$ — преобразователи). На графиках указаны значения $\cos\varphi_{нг}$.

Метод учета комплексной нагрузки зависит от характера исходной схемы замещения комплексной нагрузки (см. рис. 3.1, 3.3) и положения расчетной точки КЗ.

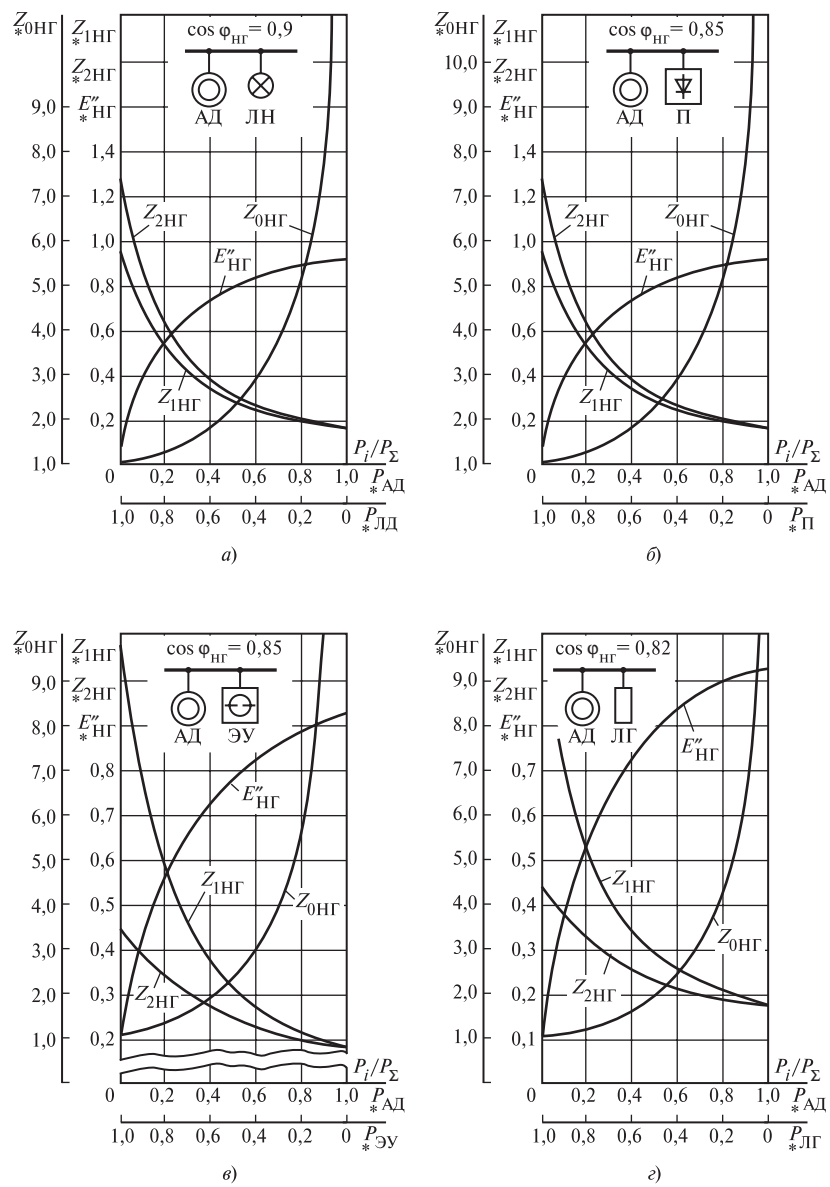


Рис. 6.2. Зависимость параметров комплексной нагрузки $Z_{1\text{НГ}}$, $Z_{2\text{НГ}}$, $Z_{01\text{НГ}}$, $E_{\text{НГ}}$ от ее состава

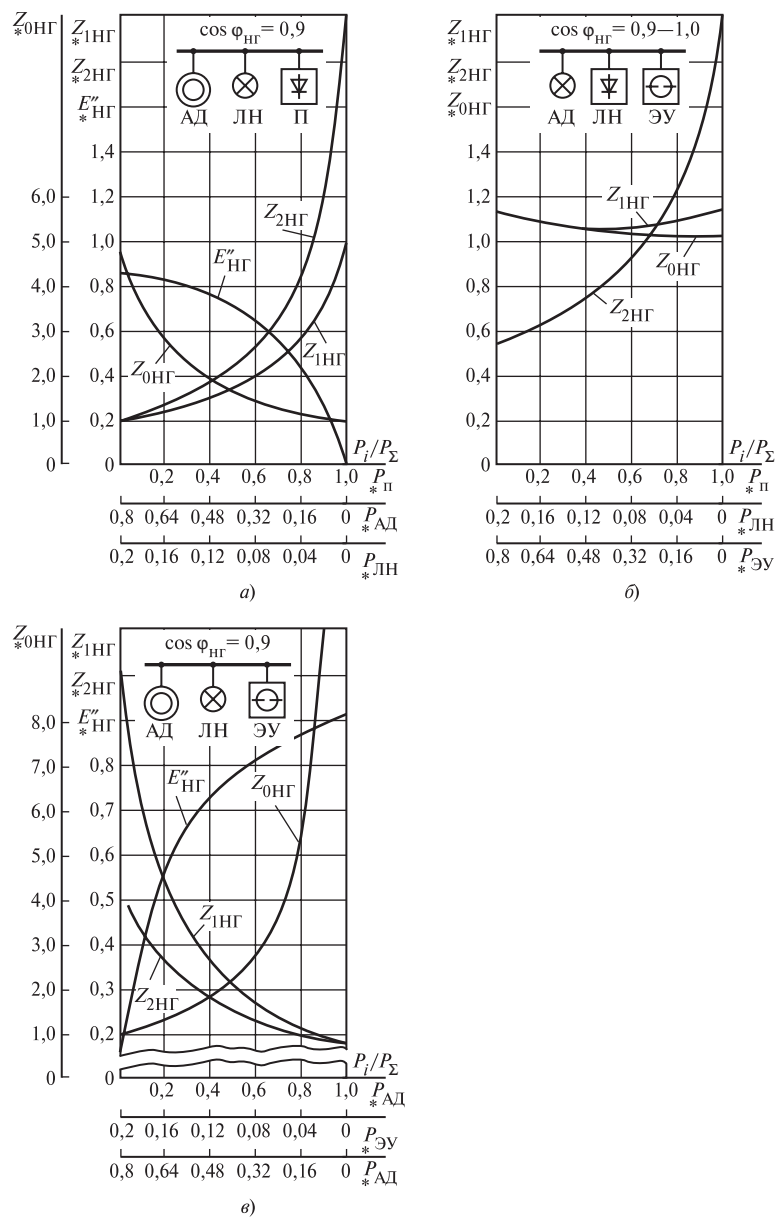


Рис. 6.3. Зависимость параметров комплексной нагрузки $Z_{1HГ}$, $Z_{2HГ}$, $Z_{0HГ}$, $E_{HГ}$ от ее состава

В радиальной схеме допускается не учитывать влияние статических потребителей (преобразователей, электротермических установок, электрического освещения). Начальное значение периодической составляющей тока КЗ, ударный ток, а также периодическую составляющую тока КЗ в произвольный момент времени от асинхронных и синхронных электродвигателей в радиальных схемах следует рассчитывать в соответствии с указаниями, изложенными в § 6.7.

При КЗ за общим для узла нагрузки сопротивлением начальное значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ ($I_{п0НГ}$), кА, следует определять с учетом влияния двигательной и статической нагрузок, используя формулу

$$I_{п0НГ} = \frac{E''_{*НГ} U_{ср.НН}}{\sqrt{3} \sqrt{\left(Z_{1НГ} \frac{U_{ср.НН}^2}{S_{\Sigma}} \cos \varphi_{НГ} + R_{1\Sigma} \right)^2 + \left(Z_{1НГ} \frac{U_{ср.НН}^2}{S_{\Sigma}} \sin \varphi_{НГ} + X_{1\Sigma} \right)^2}},$$

где $E''_{*НГ}$ и $Z_{1НГ}$ — эквивалентная ЭДС и сопротивление прямой последовательности узла нагрузки; их значения в относительных единицах следует определять по кривым, приведенным на рис. 6.2 и 6.3 в зависимости от относительного состава потребителей; $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления цепи короткого замыкания, мОм; S_{Σ} — суммарная номинальная мощность нагрузки, кВ · А; $U_{ср.НН}$ — среднее номинальное напряжение сети, соответствующей обмотке низшего напряжения трансформатора, В.

Значения ударного тока и периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени от электродвигателей следует определять в соответствии с § 6.5 и 6.7.

При коротком замыкании за общим для нагрузки и системы сопротивлением (см. рис. 3.3, в) и одинаковых отношениях X/R ветвей расчетной схемы начальное значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ допускается рассчитывать по формуле

$$I_{п0К} = \frac{U_{ср.НН} \frac{1}{n_i} Z_{1НГ} + E''_{*НГном} U_{ср.НН} Z_c}{Z_c Z_{1НГ} + Z_c Z_k + Z_{1НГ} Z_k},$$

где $E''_{*НГном}$ — ЭДС узла нагрузки в относительных единицах; n_i — коэффициент трансформации трансформатора; $Z_{1НГ}$, Z_c , Z_k — модули

сопротивлений ветвей исходной схемы замещения (см. рис. 3.3, в), причем

$$Z_{1НГ} = Z_{*1НГном} \frac{U_{ср НН}^2}{S_{\Sigma}};$$

$Z_c = \sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}$ — рассчитывается, как указано в § 6.2;

$Z_k = \sqrt{R_{1\Sigma k}^2 + X_{1\Sigma k}^2}$; $R_{1\Sigma k}$, $X_{1\Sigma k}$ — соответственно суммарное активное и суммарное индуктивное сопротивления цепи КЗ.

Значения ударного тока и периодической составляющей тока КЗ в произвольный момент времени следует определять в соответствии с § 6.5 и 6.7.

6.9. Учет сопротивления электрической дуги

Учет электрической дуги в месте КЗ рекомендуется производить введением в расчетную схему активного сопротивления дуги R_d , которое определяется на базе вероятностных характеристик влияния устойчивой (непогасающей) дуги на ток КЗ.

Среднее значение активного сопротивления дуги в начальный момент КЗ допустимо определять по формуле

$$R_d = \sqrt{\frac{U_{ср НН}^2}{3I_{п0}^2 K_c^2} - X_{1\Sigma}^2 - R_{1\Sigma}}, \quad (6.6)$$

где $I_{п0}$ — начальное значение периодической составляющей тока в месте металлического КЗ, кА, определяемое в соответствии с § 6.2; $R_{1\Sigma}$, $X_{1\Sigma}$ — соответственно суммарное индуктивное и суммарное активное сопротивления цепи КЗ, мОм; K_c — среднестатистическое значение поправочного коэффициента, учитывающего снижение тока в начальный момент дугового КЗ по сравнению с током металлического КЗ, который можно определить по формуле

$$K_c = 0,6 - 0,0025 Z_k + 0,114 \sqrt{Z_k} - 0,133 \sqrt[3]{Z_k}, \quad (6.7)$$

где Z_k — сопротивление цепи КЗ, зависящее от вида КЗ:

при трехфазном КЗ $Z_k^{(3)} = \sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}$;

при двухфазном КЗ $Z_k^{(2)} = 2/\sqrt{3} \sqrt{R_{1\Sigma}^2 + X_{1\Sigma}^2}$;

при однофазном КЗ $Z_k^{(1)} = 1/3 \sqrt{2(R_{1\Sigma} + R_{0\Sigma})^2 + (2X_{1\Sigma} + X_{0\Sigma})^2}$.

Среднее значение активного сопротивления дуги в произвольный момент времени при устойчивом дуговом КЗ допустимо определять по формуле

$$R_{дt} = \sqrt{\frac{U_{срНН}^2}{3I_{пт}^2 K_{сt}^2} - X_{1\Sigma}^2} - (R_{1\Sigma} + R_{1кб9t}). \quad (6.8)$$

где $I_{пт}$ — действующее значение периодической составляющей тока металлического КЗ в произвольный момент времени, определяемое в соответствии с § 6.6 с учетом увеличения активного сопротивления цепи КЗ; $R_{1\Sigma}$ — суммарное активное сопротивление прямой последовательности цепи КЗ, мОм, без учета активного сопротивления кабельной или воздушной линии и сопротивления электрической дуги; $R_{1кб9t}$ — активное сопротивление прямой последовательности кабельной или воздушной линии к моменту времени t , мОм, с учетом нагрева ее током КЗ. Это сопротивление рассчитывают в соответствии с § 6.10; $K_{сt}$ — среднестатистическое значение поправочного коэффициента, учитывающего снижение тока дугового КЗ по сравнению с током металлического КЗ, который можно определить по формуле

$$K_{сt} = 0,55 - 0,002Z_{кт} + 0,1\sqrt{Z_{кт}} - 0,12\sqrt[3]{Z_{кт}},$$

где Z — сопротивление цепи КЗ, зависящее от вида КЗ:

$$\text{при трехфазном КЗ } Z_{кт}^{(3)} = \sqrt{(R_{1\Sigma} + R_{1кб9t})^2 + X_{1\Sigma}^2};$$

$$\text{при двухфазном КЗ } Z_{кт}^{(2)} = 2/\sqrt{3} \sqrt{(R_{1\Sigma} + R_{1кб9t})^2 + X_{1\Sigma}^2};$$

при однофазном КЗ

$$Z_{к}^{(1)} = 1/3 \sqrt{[2(R_{1\Sigma} + R_{1кб9t})^2 + R_{0\Sigma}]^2 + (2X_{1\Sigma} + X_{0\Sigma})^2}.$$

Расчет максимальных и минимальных значений тока дугового КЗ рекомендуется выполнять на основе предельных значений сопротивления дуги, определяемых по статистическим характеристикам разброса поправочного коэффициента, учитывающего снижение тока дугового КЗ по сравнению с током металлического КЗ.

При определении вероятного значения тока КЗ в начальный момент времени с учетом сопротивления дуги последнее рекомендуется рассчитывать по формуле, в которой коэффициент K_c следует определять в соответствии с выражением:

для максимального значения тока КЗ

$$K_{сmax} = 0,788 + 0,353 \cdot 10^{-2} Z_{к} - 0,21 \cdot 10^{-4} Z_{к}^2 + 0,45 \cdot 10^{-7} Z_{к}^3; \quad (6.9)$$

для минимального значения тока КЗ

$$K_{c \min} = 0,458 + 0,557 \cdot 10^{-2} Z_K - 0,247 \cdot 10^{-4} Z_K^2 + 0,39 \cdot 10^{-7} Z_K^3. \quad (6.10)$$

При определении вероятного значения тока КЗ в произвольный момент времени сопротивление дуги рекомендуется рассчитывать по формуле (6.7), в которой коэффициент K_{ct} следует определять в соответствии с выражением:

для максимального значения тока КЗ

$$K_{ct \max} = 0,661 + 0,319 \cdot 10^{-2} Z_{kt} - 0,127 \cdot 10^{-4} Z_{kt}^2 + 0,13 \cdot 10^{-7} Z_{kt}^3; \quad (6.11)$$

для минимального значения тока КЗ

$$K_{ct \min} = 0,339 + 0,745 \cdot 10^{-2} Z_{kt} - 0,484 \cdot 10^{-4} Z_{kt}^2 + 0,13 \cdot 10^{-7} Z_{kt}^3. \quad (6.12)$$

6.10. Учет изменения активного сопротивления проводников при коротком замыкании

При расчете минимального значения тока КЗ для произвольного момента времени необходимо учитывать увеличение активного сопротивления проводников вследствие их нагрева током КЗ.

В зависимости от целей расчета увеличение активного сопротивления проводников рекомендуется определять с учетом или без учета теплоотдачи в окружающую среду, а также с учетом или без учета электрической дуги в месте КЗ.

Эффект теплового спада тока трехфазного КЗ в проводнике следует учитывать в тех случаях, когда активное сопротивление проводника к моменту КЗ, R_n , составляет не менее 20 % от суммарного индуктивного сопротивления цепи КЗ.

Активное сопротивление проводника при его начальной температуре ϑ_n определяется по формуле

$$R_n = R_{уд} l \frac{\tau_p + \vartheta_n}{\tau_p + \vartheta_{норм}},$$

где $R_{уд}$ — погонное (удельное) активное сопротивление проводника, Ом/м, при нормированной температуре $\vartheta_{норм}$; l — длина проводника до точки КЗ, м; τ_p — условная температура, равная для меди $\tau_p = 234$ °С, для алюминия $\tau_p = 236$ °С.

Температуру проводника до короткого замыкания рекомендуется определять по формуле

$$\vartheta_n = \left(\frac{I_{\text{норм.расч}}}{I_{\text{доп.прод}}} \right)^2 (\vartheta_{\text{доп.прод}} - \vartheta_{\text{окр.ном}}) + \vartheta_{\text{окр}},$$

где $I_{\text{норм.расч}}$ — расчетный ток нормального режима, А; $I_{\text{доп.прод}}$ — допустимый ток продолжительного режима для проводника данного сечения, А; $\vartheta_{\text{доп.прод}}$, $\vartheta_{\text{окр.ном}}$ — соответственно допустимая температура проводника в продолжительном режиме и нормированная температура окружающей среды, °С; $\vartheta_{\text{окр}}$ — температура окружающей среды, °С.

Увеличение активного сопротивления проводников при КЗ следует учитывать с помощью коэффициента K_ϑ :

$$R_{\vartheta i} = R_n K_\vartheta,$$

где K_ϑ — коэффициент увеличения активного сопротивления проводника, который зависит от материала, а также начальной и конечной температур проводника и определяется по формуле

$$K_\vartheta = \frac{\tau_p + \vartheta_{\text{кн}}}{\tau_p + \vartheta_n},$$

где ϑ_n , $\vartheta_{\text{кн}}$ — соответственно начальная и конечная температура проводника.

Расчет нагрева изолированных проводников при продолжительных КЗ рекомендуется выполнять с учетом теплоотдачи в изоляцию. Необходимость учета теплоотдачи определяется из сопоставления расчетного времени нагрева ($t_{\text{откл}}$) с так называемой критической продолжительностью КЗ ($t_{\text{откл. кр}}$), при которой пренебрежение теплоотдачей в изоляцию приводит к погрешности в расчетах превышения температуры проводника над начальной, равной 5 %. Теплоотдачу следует учитывать, если $t_{\text{откл}} \geq t_{\text{откл. кр}}$. Критическая продолжительность КЗ зависит от площади поперечного сечения проводника s и определяется по формулам:

— для кабелей с алюминиевыми жилами

$$t_{\text{откл. кр}} = 0,65 \cdot 10^{-2} \cdot s;$$

— для кабелей с медными жилами

$$t_{\text{откл. кр}} = 1,22 \cdot 10^{-2} \cdot s.$$

Конечную температуру нагрева проводника с учетом теплоотдачи (неадиабатический процесс, $\vartheta_{\text{кн}}$) при металлическом КЗ можно определить по формуле [53]

$$\vartheta_{\text{кн}} = (\vartheta_{\text{н}} + \beta) \exp \left[\frac{I_{\text{пт}} t_{\text{откл}}}{K_1^2 s^2 \varepsilon^2} \right] - \beta, \quad (6.13)$$

где $I_{\text{пт}}$ — ток металлического КЗ в момент отключения, А, вычисленный в соответствии с § 6.6; s — площадь поперечного сечения проводника, мм²; K_1 — постоянная, зависящая от материала проводника и равная:

для меди $K_1 = 226 \text{ А с}^{1/2}/\text{мм}^2$; для алюминия $K_1 = 148 \text{ А с}^{1/2}/\text{мм}^2$;

β — величина, обратная температурному коэффициенту сопротивления при 0 °С, К, равная:

для меди $\beta = 234,5 \text{ К}$; для алюминия $\beta = 228 \text{ К}$;

ε — коэффициент, учитывающий отвод тепла в изоляцию. Он определяется по формуле

$$\varepsilon = \sqrt{1 + FA \sqrt{\frac{t}{s}} + F^2 B \left(\frac{t}{s} \right)},$$

где F — коэффициент, учитывающий неполный тепловой контакт между проводником и изоляцией. Он обычно принимается равным 0,7; A, B — эмпирические постоянные (измеряемые соответственно в (мм²/с)^{0,5} и в мм²/с), определяющие термические характеристики окружающих или соседних неметаллических материалов:

$$A = \frac{C_1}{\sigma_c} \sqrt{\frac{\sigma_i}{\rho_i}}; \quad B = \frac{C_2}{\sigma_c} \sqrt{\frac{\sigma_i}{\rho_i}},$$

где $C_1 = 2464 \text{ мм/м}$; $C_2 = 1,22 \text{ К} \cdot \text{мм}^2/\text{Дж}$; σ_c — удельная объемная теплоемкость токопроводящего элемента, Дж/(Км³), равная:

для меди $\sigma_c = 3,45 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{Км}^3)$;

для алюминия $\sigma_c = 2,5 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{Км}^3)$;

σ_i — удельная объемная теплоемкость окружающих или соседних неметаллических материалов, Дж/(Км³), равная:

для бумажной пропитанной изоляции кабелей $2 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{Км}^3)$;

для ПВХ изоляции кабелей $1,7 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{Км}^3)$; ρ_i — удельное термическое сопротивление окружающих или соседних неметаллических материалов, Км/Вт, равное:

для бумажной пропитанной изоляции кабелей $\rho_i = 6,0$ Км/Вт; для ПВХ изоляции кабелей до 3 кВ включительно $\rho_i = 5$ Км/Вт; свыше 3 кВ $\rho_i = 6$ Км/Вт.

Конечную температуру нагрева проводника с учетом теплоотдачи при КЗ через электрическую дугу можно определить по формуле (6.12). Значение тока дугового КЗ в момент отключения ($I_{кд}$) с учетом влияния дуги следует определять в соответствии с § 6.9.

Конечную температуру нагрева кабеля при КЗ с учетом теплоотдачи в изоляцию можно также определять по формуле

$$\vartheta_{кн} = \vartheta_n + (\vartheta_{кн.а} - \vartheta_n)\eta,$$

где η — коэффициент, учитывающий теплоотдачу в изоляцию. Он зависит от материала и сечения проводника и продолжительности КЗ; для кабелей с алюминиевыми жилами и ПВХ или бумажной пропитанной изоляцией этот коэффициент может быть определен по кривым на рис. 6.4; $\vartheta_{кн.а}$ — конечная температура нагрева проводника без учета теплоотдачи, определяемая по формуле (6.12) при $\varepsilon = 1$.

При дуговом КЗ следует учитывать взаимное влияние изменения активного сопротивления проводника вследствие нагрева током КЗ и сопротивления электрической дуги в месте КЗ.

Значения коэффициента K_ϑ для кабелей с алюминиевыми жилами при нагреве их током дугового устойчивого КЗ с учетом теплоотдачи определяют в зависимости от сечения жилы кабеля, тока в месте КЗ ($I_{п0}$) и продолжительности КЗ по кривым, приведенным на рис. 6.5 или 6.6, а для кабелей с медными жилами — по кривым, приведенным на рис. 6.7 или 6.8.

Кривые, приведенные на рис. 6.5—6.8, получены при следующих расчетных условиях: КЗ происходит в радиальной схеме, содержащей источник неизменной по амплитуде ЭДС; температура кабеля изменяется от $\vartheta_n = 20$ °С до $\vartheta_{к. доп} = 200$ °С; сопротивление электрической дуги учитывается в соответствии с § 6.9; влияние теплоотдачи в изоляцию учитывается в соответствии с рекомендациями § 6.10; продолжительность КЗ ($t_{откл}$) составляет 0,2; 0,6; 1—1,5 с.

При отличии начальной температуры кабеля от указанной ($\vartheta_n \neq 20$ °С) коэффициент K_ϑ может быть пересчитан с помощью формулы

$$K_\vartheta = K_{\vartheta (\vartheta_n = 20 \text{ °С})} \frac{\tau_p + 20 \text{ °С}}{\tau_p + \vartheta_n},$$

где $K_{\vartheta (\vartheta_n = 20 \text{ °С})}$ — значение коэффициента при $\vartheta_n = 20$ °С; ϑ_n — фактическое значение начальной температуры.

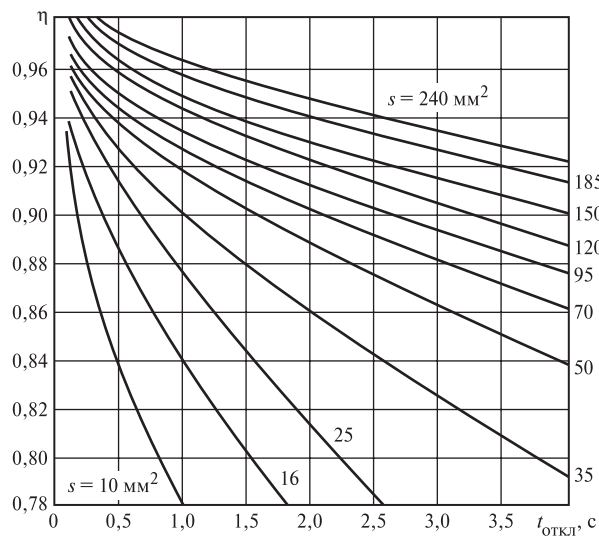


Рис. 6.4. Зависимость $\eta = f(t)$ для кабелей с ПВХ и бумажной пропитанной изоляцией и алюминиевыми жилами

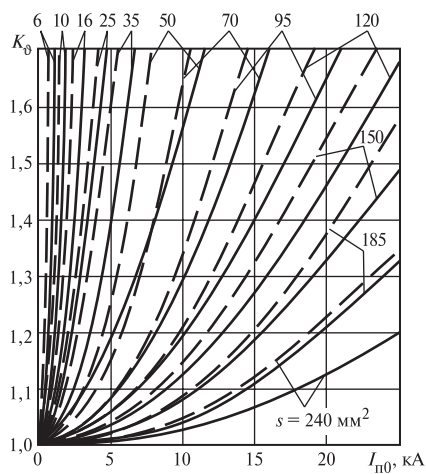


Рис. 6.5. Зависимости коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей различных сечений с алюминиевыми жилами от тока дугового устойчивого КЗ с учетом теплоотдачи при продолжительностях КЗ 0,2 с (сплошные линии) и 0,6 с (штриховые линии)

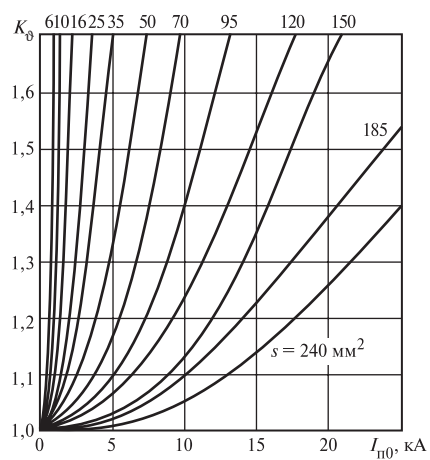


Рис. 6.6. Зависимости коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей различных сечений с алюминиевыми жилами от тока дугового устойчивого КЗ с учетом теплоотдачи при продолжительностях КЗ 1—1,5 с

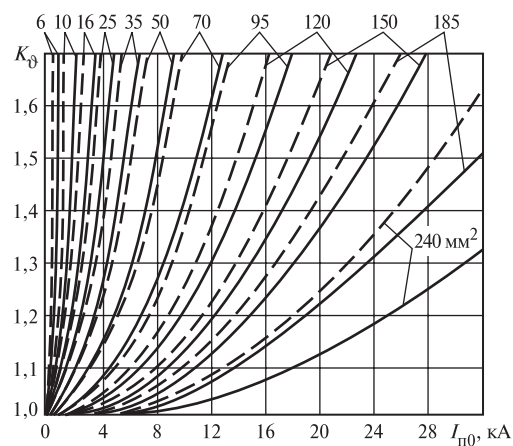


Рис. 6.7. Зависимости коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей различных сечений с медными жилами от тока дугового устойчивого КЗ с учетом теплоотдачи при продолжительностях КЗ 0,2 с (сплошные линии) и 0,6 с (штриховые линии)

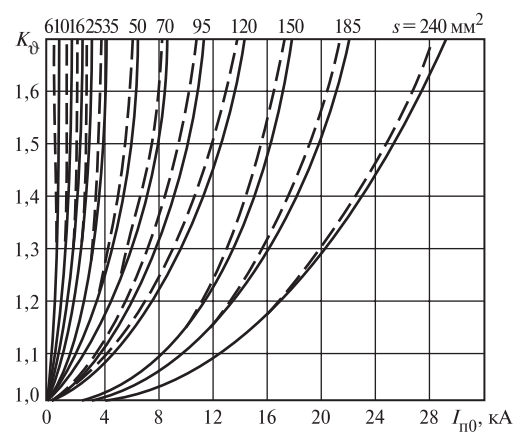


Рис. 6.8. Зависимости коэффициента увеличения активного сопротивления кабелей различных сечений с медными жилами при дуговом КЗ с учетом теплоотдачи при продолжительностях КЗ 1,0 с (сплошные линии) и 1,5 с (пунктирные линии) $K_{\theta} = f(I_{п0}, S_{кб})$

6.11. Примеры расчетов токов короткого замыкания

1. Требуется определить вероятные максимальное и минимальное значения тока в начальный момент КЗ в точке К1 (см. схему на рис. 6.9) и к моменту отключения КЗ ($t_{\text{откл}} = 0,6$ с).

Исходные данные приведены ниже.

Система С: $S_{\text{к}} = 150 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $U_{\text{ср. ВН}} = 6,0 \text{ кВ}$.

Трансформатор типа ТСЗС-1000/6,0; $u_{\text{к}} = 8 \%$;

$U_{\text{ВН}} = 6,3 \text{ кВ}$; $U_{\text{НН}} = 0,4 \text{ кВ}$; $P_{\text{к}} = 11,2 \text{ кВт}$.

Автоматические выключатели:

QF1 «Электрон»: $I_{\text{ном}} = 1000 \text{ А}$; $R_{\text{кв1}} = 0,25 \text{ мОм}$; $X_{\text{кв1}} = 0,1 \text{ мОм}$;

QF2-A3794С: $I_{\text{ном}} = 400 \text{ А}$; $R_{\text{кв2}} = 0,65 \text{ мОм}$; $X_{\text{кв2}} = 0,17 \text{ мОм}$;

QF3-AE2056: $I_{\text{ном}} = 100 \text{ А}$; $R_{\text{кв3}} = 2,15 \text{ мОм}$; $X_{\text{кв3}} = 1,2 \text{ мОм}$.

Шинопровод Ш1: ШМА-4-1600; $l_1 = 15 \text{ м}$; $R_{\text{1ш1}} = 0,03 \text{ мОм}$; $X_{\text{1ш1}} = 0,014 \text{ мОм}$; $R_{0ш1} = 0,037 \text{ мОм/м}$; $X_{0ш1} = 0,042 \text{ мОм/м}$.

Кабельные линии:

КБ1: АВВГ-3×185 + 1×70; $l_2 = 50 \text{ м}$; $R_1 = 0,208 \text{ мОм/м}$; $X_1 = 0,063 \text{ мОм/м}$; $R_0 = 0,989 \text{ мОм/м}$; $X_0 = 0,244 \text{ мОм/м}$;

КБ2: АВВГ-3×35 + 1×16; $l_3 = 20 \text{ м}$; $R_1 = 1,1 \text{ мОм/м}$; $X_1 = 0,068 \text{ мОм/м}$; $R_0 = 2,63 \text{ мОм/м}$; $X_0 = 0,647 \text{ мОм/м}$.

Болтовые контактные соединения: $R_{\text{к}} = 0,003 \text{ мОм}$; $n = 10$.

2. Значения параметров схемы замещения прямой последовательности: сопротивление системы ($X_{\text{с}}$), рассчитанное по формуле (6.1), составляет

$$X_{\text{с}} = \frac{(400)^2}{150} 10^{-3} = 1,066 \text{ мОм};$$

активное и индуктивное сопротивления трансформатора ($R_{\text{Т}}$) и ($X_{\text{Т}}$), рассчитанные по формулам (6.2) и (6.3), составляют

$$R_{\text{Т}} = \frac{11,2 \cdot 0,4^2}{(1000)^2} 10^6 = 1,79 \text{ мОм};$$

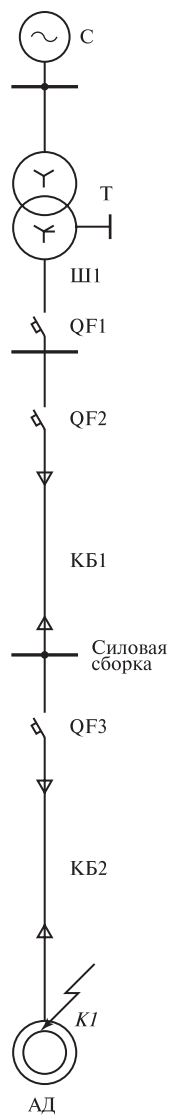


Рис. 6.9. Расчетная схема к примеру 1

$$X_T = \sqrt{8^2 - \left(\frac{100 \cdot 11,2}{1000}\right)^2} \cdot \frac{0,4^2}{1000} 10^4 = 12,67 \text{ мОм};$$

активное и индуктивное сопротивления шинпровода:

$$R_{1ш1} = 0,03 \cdot 15 = 0,45 \text{ мОм}; X_{1ш1} = 0,014 \cdot 15 = 0,21 \text{ мОм};$$

активное сопротивление болтовых контактных соединений:

$$R_K = 0,003 \cdot 10 = 0,03 \text{ мОм};$$

активное и индуктивное сопротивления кабельных линии:

$$\text{КБ1: } R_{1кб1} = 0,208 \cdot 50 = 10,4 \text{ мОм}; X_{1кб1} = 0,063 \cdot 50 = 3,15 \text{ мОм};$$

$$\text{КБ2: } R_{1кб2} = 1,1 \cdot 20 = 22 \text{ мОм}; R_{1кб2} = 0,068 \cdot 20 = 1,36 \text{ мОм}.$$

Значения параметров схемы замещения нулевой последовательности:

$$R_{0T} = 154 \text{ мОм}; X_{0T} = 59 \text{ мОм};$$

$$R_{0ш1} = 0,037 \cdot 15 = 0,555 \text{ мОм}; X_{0ш1} = 0,042 \cdot 15 = 0,63 \text{ мОм};$$

$$R_{0кб1} = 0,989 \cdot 50 = 49,45 \text{ мОм}; X_{0кб1} = 0,244 \cdot 50 = 12,2 \text{ мОм};$$

$$R_{0кб2} = 2,63 \cdot 20 = 52,6 \text{ мОм}; X_{0кб2} = 0,647 \cdot 20 = 12,94 \text{ мОм}.$$

Суммарные сопротивления относительно точки КЗ К1:

$$R_{1\Sigma} = R_T + R_{1ш1} + R_{1кб1} + R_{1кб2} + R_{KB1} + R_{KB2} + R_{KB3} + R_K = 1,79 + 0,45 + 10,4 + 22 + 0,25 + 0,65 + 2,15 + 0,03 = 37,72 \text{ мОм};$$

$$X_{1\Sigma} = X_T + X_{1ш1} + X_{1кб1} + X_{1кб2} + X_{KB1} + X_{KB2} + X_{KB3} = 12,67 + 0,21 + 3,15 + 1,36 + 0,1 + 0,17 + 1,2 = 18,86 \text{ мОм}.$$

Начальное значение периодической составляющей тока при металлическом КЗ:

$$I_{п0 \max}^{(3)} = \frac{400}{\sqrt{3} \sqrt{37,72^2 + 18,86^2}} = 5,48 \text{ кА}.$$

Начальное значение периодической составляющей тока дугового КЗ определяется с учетом сопротивления дуги.

Активное сопротивление дуги в начальный момент КЗ, определяемое по формуле (6.6), составляет:

$$R_d = \sqrt{\frac{U_{ср.НН}^2}{3I_{п0}^2 K_c^2} - X_{1\Sigma}^2 - R_{1\Sigma}} = \sqrt{\frac{400^2}{3 \cdot 5,48^2 \cdot 0,78^2} - 18,86^2 - 37,72} = 12,9 \text{ мОм},$$

где коэффициент K_c в соответствии с формулой (6.7) составляет:

$$K_c = 0,6 - 0,0025 \cdot 42,17 + 0,114 \sqrt{42,17} - 0,13^3 \sqrt{42,17} = 0,78.$$

Среднее (вероятное) начальное значение тока дугового КЗ составляет:

$$I_{п0д}^{(3)} = \frac{400}{\sqrt{3} \sqrt{(37,72 + 12,9)^2 + 18,86^2}} = 4,28 \text{ кА}.$$

Максимальный и минимальный токи $I_{п0д}^{(3)}$ определяются с учетом соответствующих значений коэффициента K_c (6.9) и (6.10):

$$I_{п0д \max}^{(3)} = 0,896 \cdot 5,48 = 4,9 \text{ кА};$$

$$I_{п0д \min}^{(3)} = 0,64 \cdot 5,48 = 3,5 \text{ кА}.$$

Коэффициент увеличения активного сопротивления кабеля КБ1 при металлическом КЗ с учетом теплоотдачи составляет:

$$K_{\vartheta_{кб1}} = \frac{\tau_p + \vartheta_{к.кб1}}{\tau_p + \vartheta_{н.кб1}} = \frac{236 + 26}{236 + 20} = 1,024,$$

где $\vartheta_{к.кб1}$ — конечная температура при неадиабатическом нагреве. Она составляет

$$\begin{aligned} \vartheta_{к.кб1} &= (\vartheta + \beta) \exp \left[\frac{I_{п0}^2 \cdot t}{K^2 S^2 \varepsilon^2} \right] - \beta = \\ &= (20 + 228) \exp \left[\frac{5,48^2 \cdot 10^6 \cdot 0,6}{148^2 \cdot 185^2 \cdot 1,016^2} \right] - 228 = 26 \text{ } ^\circ\text{C}, \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \sqrt{1 + F \cdot A \sqrt{\frac{t}{S}} + F^2 \cdot B \left(\frac{t}{S} \right)} = \\ &= \sqrt{1 + 0,7 \cdot 0,574 \sqrt{\frac{0,6}{185}} + 0,7^2 \cdot 0,165 \left(\frac{0,6}{185} \right)} = 1,016. \end{aligned}$$

Коэффициент увеличения активного сопротивления кабеля КБ1 с учетом теплоотдачи $K_{\vartheta_{кб1}} = 1,022$.

Соответственно для кабеля КБ2

$$\vartheta_{к.кб2} = (20 + 228) \exp \left[\frac{5,48^2 \cdot 10^6 \cdot 0,6}{148^2 \cdot 35^2 \cdot 1,0375^2} \right] - 228 = 234,8 \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$\vartheta_{к.кб2} = 20 + (234,8 - 20) \cdot 0,92 = 217,6 \text{ } ^\circ\text{C} \text{ и } K_{\vartheta_{кб2}} = 1,77.$$

Поэтому значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ к моменту отключения КЗ с учетом нагрева кабелей

$$I_{пт}^{(3)} = \frac{400}{\sqrt{3} \sqrt{(10,4 \cdot 1,022 + 22 \cdot 1,7 + 5,32)^2}} = 3,98 \text{ кА}.$$

Сопротивление электрической дуги к моменту отключения КЗ составляет:

$$R_{дт} = \sqrt{\frac{U_{срНН}^2}{3 I_{пт}^2 K_{сг}^2} - X_{1\Sigma}^2 - R_{1\Sigma t}} =$$

$$= \sqrt{\frac{400^2}{3 \cdot 3,98^2 \cdot 0,74^2} - 18,86^2 - 54,9} = 21,2 \text{ мОм},$$

где $K_{сг} = 0,55 - 0,002 \cdot 58 + 0,1 \sqrt{58} - 0,12^3 \sqrt{58} = 0,74$, так как

$$Z_{кт} = \sqrt{(10,4 \cdot 1,022 + 22 \cdot 1,77 + 5,32)^2 + 18,86^2} = 58 \text{ мОм}.$$

Среднее значение периодической составляющей тока КЗ к моменту отключения с учетом влияния нагрева и электрической дуги равно:

$$I_{пт\text{ ср}}^{(3)} = \frac{400}{\sqrt{3} \sqrt{(10,4 \cdot 1,01 + 22 \cdot 1,7 + 21,2 + 5,32)^2 + 18,86^2}} = 3,0 \text{ кА}.$$

Значения $K_{9кб1}$ и $K_{9кб2}$ определены с учетом влияния теплоотдачи и активного сопротивления дуги по кривым рис. 6.8 для $t_{откл} = 0,6$ с.

Максимальное и минимальное вероятные значения тока $I_{птд}^{(3)}$ определены с учетом коэффициента $K_{сг}$ [см. (6.10) и (6.11)]:

$$I_{птд\text{ max}}^{(3)} = 3,98 \cdot 0,81 = 3,22 \text{ кА};$$

$$I_{птд\text{ min}}^{(3)} = 3,98 \cdot 0,65 = 2,59 \text{ кА}.$$

Приложение

Статистическая обработка результатов опытов дуговых КЗ в сети переменного тока

Для статистической обработки результатов экспериментов осуществлялся перевод амплитудных значений токов и напряжений каждого полупериода процесса КЗ, измеренных на осциллограмме в миллиметрах, а значения токов и напряжений в амперах и вольтах.

В процессе обработки осциллограмм были определены значения коэффициента K_d для каждого полупериода тока дугового КЗ. В качестве примера в табл. П.1 приведены результаты обработки данных опытов КЗ на Красноярской ГРЭС-2.

Определялась вероятность нахождения коэффициента K_d в выбранном интервале в соответствии с условиями выборки из базы данных (мощности трансформатора, типа КЗ, диапазона значений полного сопротивления цепи КЗ и др.) для начального (1—5 полупериоды) и установившегося моментов устойчивого дугового КЗ.

При определении зависимости $K_d = f(Z_k)$ диапазон сопротивления от 20 до 200 мОм был разбит на интервалы по 10 мОм. Для каждого интервала был произведен анализ произвольных выборок, построены гистограммы, вычислены средние значения, дисперсии, критерии нормального распределения данных, погрешности среднего значения и погрешности выборочного значения среднеквадратичного отклонения.

Среднее значение определялось по формуле

$$\bar{K}_d = \sum_{i=1}^n K_{di} / n,$$

где n — количество наблюдений.

$$\text{Выборная дисперсия } S_{к.д}^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (K_{di} - \bar{K}_d)^2}{n - 1}.$$

$$\text{Выборочное стандартное отклонение } S_{кд} = \sqrt{S_{к.д}^2}.$$

Таблица П.1

Результаты определения токов в фазах и напряжений на дуге (Секция ЗНО трансформаторов Т06Н, опыты серии № 9)

№ оп.	Тип КЗ	Вид КЗ	$Z_{кз}$, Ом	№ п/п	I , А			Коэффициент снижения токов (о.е.)			U_d , В
					А	В	С	А	В	С	
98	Трехфазное	Металлическое	38	1	5747	6180	6133	—	—	—	0
99	Трехфазное	Дуговое		1	4533	5133	5252	0,79	0,83	0,85	48
				2	4211	5054	5379	0,73	0,82	0,87	62
				3	4310	3404	3857	0,75	0,55	0,63	83
				4	3964	1178	4643	0,69	0,19	0,75	193
				5	3939	5238	5075	0,69	0,85	0,82	73
				6	4880	5133	5278	0,85	0,83	0,86	71
				7	4682	2147	5075	0,81	0,35	0,82	82
				8	4063	4190	4770	0,71	0,68	0,78	97
				9	4335	4347	4415	0,75	0,70	0,75	96
				10	2155	—	4618	0,38	—	0,39	275
				11	3365	—	2385	0,59	—	0,72	367
				12	4905	3745	4440	0,85	0,61	0,80	78
				13	4310	3849	4897	0,75	0,62	—	83
				14	3716	3745	—	0,65	0,61	—	98
				15	—	—	—	—	—	—	367
				16	2948	—	—	0,51	—	—	353
				17	3988	4190	4136	0,69	0,68	0,67	82
				18	4682	4295	4186	0,81	0,69	0,68	72
				19	4409	4242	4719	0,77	0,69	0,77	56
				20	4063	4111	3882	0,71	0,67	0,63	86
100	Трехфазное	Дуговое		1	5277	4033	5430	0,92	0,65	0,88	66
				2	4038	3902	5113	0,70	0,63	0,83	83
				3	4880	4452	4846	0,85	0,72	0,79	79

Для проверки гипотезы о нормальности функции распределения использовался критерий ω :

$$\omega^2 = \sum_{i=1}^n \left[t_i - \frac{i - (1/2)}{n} \right]^2 + \frac{1}{12n},$$

где $t_i = \Phi_{\text{к.д}}\left(\frac{K_{\text{д}i} - \bar{K}_{\text{д}}}{S_{\text{к.д}}}\right)$, $\Phi_{\text{к.д}} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{K_{\text{д}}} e^{-t^2/2} dt$ — функция нормально-го распределения.

Нормальное распределение точек выборки при $\omega = 0,05$ — $0,95$. Если $\omega < 0,05$ выборку нельзя считать нормально распределенной.

Погрешность определения среднего значения $\bar{K}_{\text{д}}$ вычислялась по формуле

$$\Delta K_{\text{д}} = t_p \frac{S_{\text{к.д}}}{\sqrt{n}},$$

где t_p — критическое значение распределения Стьюдента для уровня $P = 0,95$ и числе степеней свободы $\vartheta = n - 1$.

Погрешность стандартного отклонения задавалась интервалом ($S_{\text{к.д}1}$; $S_{\text{к.д}2}$) при уровне доверия $P = 0,95$.

$$S_{\text{к.д}1} = m_1 S_{\text{к.д}};$$

$$S_{\text{к.д}2} = m_2 S_{\text{к.д}}.$$

Значения m_1 и m_2 брались из таблиц распределения χ^2 (распределение Пирсона) при уровне доверия $P = 0,95$.

Результаты обработки базы данных с помощью ЭВМ приведены в табл. П.2 и П.3, на рис. П.1—П.2 — гистограммы.

Таблица П.2

Результаты статистической обработки базы данных
(для КЗ в интервале времени с 1 по 5 полупериод)

Диапазон $Z_{\text{к}}$, МОм	Объем выборки	$K_{\text{д}}$	$\Delta K_{\text{д}}$	$S_{\text{к.д}}^2$	$S_{\text{к.д}}$	Доверительный интервал $S_{\text{к.д}}$	w^2
20—30	95	0,71	0,027	0,019	0,14	0,127; 0,155	0,05
30—40	80	0,762	0,028	0,018	0,135	0,123; 0,149	0,1
40—50	75	0,81	0,028	0,017	0,131	0,119; 0,146	0,001
50—60	62	0,85	0,027	0,015	0,12	0,1; 0,13	0,001
60—70	45	0,851	0,033	0,014	0,12	0,109; 0,135	0,25
100—120	50	0,910	0,021	0,006	0,08	0,068; 0,095	0,03
120—140	—	—	—	—	—	—	—
140—160	41	0,953	0,017	0,006	0,08	0,05; 0,071	0,03
180—200	35	0,961	0,012	0,002	0,04	0,03; 0,05	0,001

Таблица П.3

Результаты статистической обработки базы данных
(для КЗ в интервале времени с 5 по 10 полупериод)

Диапазон Z_k , мОм	Объем выборки	K_d	ΔK_d	$S_{k,d}^2$	$S_{k,d}$	Доверительный интервал $S_{k,d}$	w^2
20—30	255	0,628	0,015	0,015	0,122	0,133; 0,135	0,05
30—40	212	0,666	0,013	0,01	0,099	0,091; 0,11	0,095
40—50	168	0,7	0,015	0,01	0,099	0,089; 0,11	0,001
50—60	96	0,76	0,017	0,007	0,085	0,075; 0,1	0
60—70	129	0,749	0,015	0,008	0,088	0,079; 0,101	0,354
100—120	65	0,815	0,014	0,004	0,065	0,052; 0,078	0,03
120—140	—	—	—	—	—	—	—
140—160	52	0,853	0,01	0,001	0,035	0,029; 0,043	0,036
180—200	48	0,867	0,012	0,002	0,04	0,033; 0,05	0,002

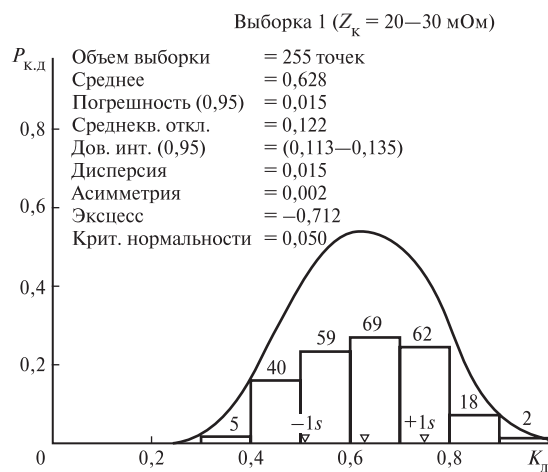


Рис. П.1. Гистограмма обработки базы данных

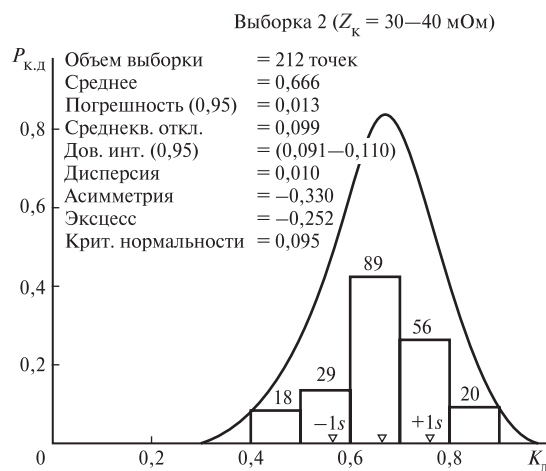


Рис. П.2. Гистограмма обработки базы данных

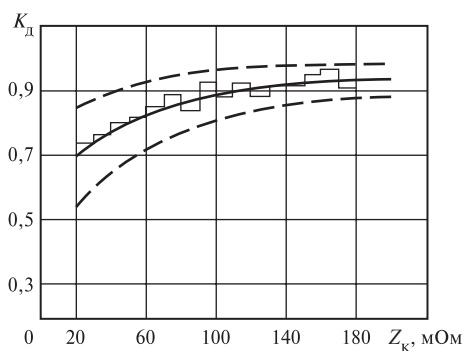


Рис. П.3. Спрявленная зависимость K_d, Z_k (для устойчивых дуговых КЗ) для КЗ в интервале с 1 по 5 полупериоды

На рис. П.3 приведены кривые изменения функции $K_d = f(Z_k)$. Для придания полученным зависимостям вида удобного для использования, было проведено их сглаживание методом трех точек.

Результаты расчетов в виде вероятностных характеристик приведены на рис. 2.9. Зависимости $K_d = f(Z_k)$, приведенные на рис. 2.9, б, позволяют оценить достоверность расчетов. Выбор кривой зависимости $K_d = f(Z_k)$ при проведении расчетов зависит от поставленной задачи. Так, использование кривой $K_d - 2S_{к.д}$, при расчете параметров защиты сети, позволит определить параметры, обеспечивающие надежную защиту от дуговых КЗ, но вместе с тем, потребует значительного увеличения поперечного сечения кабельных линий.

Использование кривой $K_d - S_{к.д}$ позволит уменьшить расчетное сечение кабельных линий, но приведет к снижению надежности защиты.

Анализ несинусоидальности кривых тока КЗ. При определении коэффициента K_d были использованы осциллограммы токов КЗ, которые в большинстве случаев представляют собой периодические несинусоидальные функции. Для использования зависимости $K_d = f(Z_k)$ при расчетах синусоидальных токов КЗ необходимо провести анализ несинусоидальности экспериментальных кривых тока КЗ, на базе которых получены эти зависимости. В электротехнике периодические несинусоидальные функции характеризуются коэффициентами формы кривой K_ϕ и амплитуды K_a . Для синусоиды

$$K_\phi = \frac{I}{I_{cp}} = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} = 1,11; \quad K_a = \frac{I_m}{I} = \sqrt{2} \approx 1,41.$$

Для несинусоидальных периодических токов $K_a \neq \sqrt{2}$ и $K_\phi \neq 1,11$. Анализ несинусоидальных токов выполнен на базе статистической обработки результатов опытов дуговых КЗ. Для определенной выборки были вычислены средние значения, дисперсия, среднеквадратичное отклонение (например, получено: $M = 0,912$; $D = 0,00944$; $\sigma = 0,097$). Анализ результатов расчета показал, что среднестатистическое отклонение коэффициента формы, также как и коэффициента амплитуды при несинусоидальном токе, в целом не превосходит 7—8 % их значений при синусоидальном токе, что считается вполне допустимым для практических расчетов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Application** guide for calculation of short-circuit currents in low-voltage radial systems. Standart IEC, publication 781, 1989.
2. **ГОСТ Р 50270-92.** Короткое замыкание в электроустановках. Методы расчета в электроустановках переменного тока до 1 кВ. М.: Издательство стандартов, 1993.
3. **Сравнительный** анализ методов расчета токов КЗ в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ / В.В. Жуков, И.П. Крючков, Ю.П. Кузнецов, Б.Н. Неклепаев // Электрические станции. 1996. № 36. С. 41—51.
4. **Сыромятников И.А.** Расчеты токов короткого замыкания с учетом активного сопротивления // Электрические станции. 1938. № 7. С. 36—39.
5. **Wagner C.F., Fountain L.L.** Low-Voltage Arcing-Fault Currents // Electrical Engineering. 1948. № 8. P. 769—771.
6. **Segatz U.** Der Einfluss der Lichtbogenspannung auf den Kurzschlussstrom // ETZ-B. 1962. Jg. 14. № 19. S. 520—527.
7. **Инструкция** по проектировании силового и осветительного электрооборудования промышленных предприятий. СН 357-77. М.: Госстрой СССР, 1977. С. 44.
8. **Беляев А.В., Шабад М.А.** Учет переходных сопротивлений при выборе защит и аппаратуры в сетях 0,4 кВ // Электрические станции. 1981. № 3. С. 53—60.
9. **Брон О.Б., Шестиперов Ю.И.** О токах короткого замыкания в мощных сетях с напряжением до 1000 В // Электричество. 1979. № 2. С. 13—17.
10. **Брон О.Б., Шестиперов Ю.И., Эльдкинд Э.С.** Исследование режима дугового короткого замыкания в сетях напряжением до 1000 В // Тр. ВНИИПЭМ. М.: Энергия, 1981. Вып. 7. С. 35—42.
11. **Fisher L.E.** Resistance of Low-Voltage A.C. Arcs.-IEEE // Transaction of Industry and General Application. 1970. Vol. IGA — 6. N 6. P. 607—616.
12. **Suits C.G., Poritsky H.** Application of heat transfer data to arcs characteristics // Phys. Rev. 1939. Vol. 55. P. 1184.
13. **Funk. Der Kurzschluss** in Drehstromsystem R Oldenburg Uer lag Munchen. 1962.
14. **Вагин Т.Я., Чечков В.А.** Об определении переходных сопротивлений при расчете токов КЗ в сетях до 1000 В // Инструктивные указания по проектировании электрических промышленных установок. М.: Информэнерго. 1984. С. 9—12.
15. **Буткевич Г.В.** Дуговые процессы при коммутации электрических цепей. М.: Энергия, 1973. 264 с.
16. **Шелков Е.А.** Расчет нагрева проводников при коротком замыкании // Электрические станции. 1975. № 4. С. 36—41.
17. **Мирзоев А.Г., Трост Л.Е., Тимошин В.К.** Термическая стойкость и условия возгорания силовых кабелей с пропитанной бумажной изоляцией // Электрические станции. 1988. № 4. С. 71—76.
18. **Брон О.Б.** О токах короткого замыкания в мощных низковольтных сетях // Электричество. 1959. № 6. С. 60—63.

19. **Экспериментальные** исследования дуговых коротких замыканий в системе собственных нужд 0,4 кВ / В.В. Жуков, В.Ф. Казайкин, М.А. Шиша, Ю.И. Гептин // Электрические станции. 1990. № 4. С. 68—75.
20. **Залесский А.М.** Электрическая дуга отключения. М.—Л.: Госэнергоиздат, 1963.
21. **Математические** методы исследования динамики и проблемы управления низкотемпературной плазмой / О.Я. Новиков, В.Ф. Путько, В.В. Танаев и др. Новосибирск: Наука, 1991.
22. **Кулаков П.А., Новиков О.Я., Тимошевский А.Н.** Устойчивость горения электрической дуги. Новосибирск: Наука, 1992.
23. **Кузнецов Ю.П., Адам Эль-Зейн.** Математическое моделирование и расчеты дуговых процессов при коротких замыканиях в сетях постоянного тока // Тезисы докладов ВНК «Токи короткого замыкания в энергосистемах». М., 1995. С. 64—67.
24. **Новиков О.Я.** Устойчивость электрической дуги. Л.: Энергия, 1978.
25. **Брон О.Б.** Электрическая дуга в аппаратах управления. М.: Госэнергоиздат, 1954.
26. **ГОСТ 29176-91.** Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета в электроустановках постоянного тока. М.: Издательство стандартов, 1992.
27. **Жуков В.В.** Определение активного сопротивления кабелей при их нагреве током короткого замыкания в сетях 0,4 кВ // Промышленная энергетика. 1988. № 3. С. 24—26.
28. **Жуков В.В.** Короткие замыкания в узлах комплексной нагрузки электрических систем. М.: Издательство МЭИ, 1994.
29. **Жуков В.В., Неклепаев Б.Н.** Эквивалентное сопротивление обратной последовательности узлов комплексной нагрузки // Электричество. 1975. № 10. С. 57—60.
30. **Жуков В.В.** Расчет тока короткого замыкания в узлах комплексной нагрузки: Учебное пособие. М.: МЭИ, 1985. 48 с.
31. **Жуков В.В. Меджахед А.** Эквивалентирование асинхронной нагрузки // Изв. вузов. Энергетика. 1990. № 5. С. 44—49.
32. **Жуков В.В.** Особенности расчета токов короткого замыкания в электрических сетях до 1000 В // Электрические станции. 1985. № 5. С. 61—65.
33. **Жуков В.В.** Влияние комплексной нагрузки на ток несимметричных коротких замыканий в электроустановках до 1000 В // Изв. вузов. Энергетика. 1985. № 12. С. 47—50.
34. **Жуков В.В.** Исследование режимов дуговых коротких замыканий в электроустановках низкого напряжения // Известия РАН. Энергетика. 1993. Т. 4. С. 103—109.
35. **Жуков В.В., Казайкин В.Ф., Шиша М.А.** Погрешности расчета тока КЗ в системе собственных нужд 0,4 кВ электростанций // Электрические станции. 1990. № 2. С. 70—74.
36. **Жуков В.В.** По поводу статьи В.М. Зятина, В.И. Поляхова. Расчеты токов короткого замыкания с учетом сопротивления электрической дуги в месте замыкания в сетях до 1000 В // Электрические станции. 1992. № 9. С. 62—66.
37. **Жуков В.В.** Учет электрической дуги при расчете токов короткого замыкания в электроустановках низкого напряжения // Промышленная энергетика. 1992. № 8, 9. С. 16—19.

38. **Зятин В.М., Поляхов В.И.** Расчеты токов короткого замыкания с учетом сопротивления электрической дуги в месте замыкания в сетях до 1000 В // Электрические станции. 1988. № 12. С. 65—73.
39. **Вагин Г.Я., Чечков В.А.** Расчет токов короткого замыкания в распределительных сетях до 1000 В // Промышленная энергетика. 1985. № 10. С. 40—43.
40. **Жуков В.В., Казайкин В.Ф., Шиша М.А.** Разработка методики расчета токов КЗ в системе собственных нужд 0,4 кВ ТЭС // Тр. МЭИ. М.: Издательство МЭИ, 1989. Вып. 197. С. 10—16.
41. **Жуков В.В., Абдуллаев А.Р.** Эквивалентные параметры и кривые токов КЗ синхронных генераторов автономных систем электроснабжения 230/400 В // Вестник МЭИ. 1994. № 3. С. 95—99.
42. **Глазунов А.А., Фокин Ю.А.** О расчетах токов коротких замыканий в электрических сетях напряжением до 1000 В // Электрические станции. 1964. № 9. С. 54—59.
43. **Найфельд М.Р., Спесваков П.И.** Сопротивление трансформаторов в режиме однофазного КЗ в сетях напряжением до 1000 В // Промышленная энергетика. 1968. № 11. С. 28—36.
44. **Жуков В.В.** Новые методы расчета и экспериментального определения токов короткого замыкания и их действия // Электро. 2002. № 4. С. 18—20.
45. **Исследование переходных процессов в системе электромашинных агрегатов с помощью ЭВМ/ В.В. Жуков, А.Р. Абдуллаев, А.И. Пойдо, М.В. Пираторов** // Изв. вузов. Электромеханика. 1992. № 5. С. 18—26.
46. **Жуков В.В., Пономарев В., Шиша М.А.** Анализ влияния электрической дуги на ток короткого замыкания в системе собственных нужд переменного и постоянного тока напряжением до 1 кВ // VI международный симпозиум по токам короткого замыкания в электрических системах. Бельгия. Льеж, 1994. С. 4.8.1—4.8.5.
47. **Руководящие указания по расчету токов короткого замыкания и выбору электрооборудования / Б.Н. Неклепаев, И.П. Крючков, В.В. Жуков, Ю.П. Кузнецов.** М.: Издательство «НЦ ЭНАС», 2001. 153 с.
48. **Жуков В.В.** Развитие методов расчета и экспериментального определения токов короткого замыкания // Энергетик. 1998. № 11. С. 28—31.
49. **Жуков В.В.** Исследование режимов коротких замыканий в электроустановках напряжением до 1000 В // Электрические станции. 1999. № 5.
50. **ГОСТ 27514-87.** Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета в электроустановках переменного тока напряжением свыше 1 кВ. М.: Издательство стандартов, 1995.
51. **Жуков В.В., Георгиади В.Х., Меджахед А.** Расчет токов коротких замыканий синхронных генераторов автономных систем электроснабжения 6—10 кВ // Электричество. 1991. № 10. С. 61—65.
52. **Жуков В.В.** Эквивалентирование узлов комплексной нагрузки для расчета токов короткого замыкания // Изв. Академии наук России. Энергетика. 1992. № 5. С. 113—124.
53. **ГОСТ 28895-91 (МЭК 949-88).** Расчет термически допустимых токов короткого замыкания с учетом неадиабатического нагрева. М.: Издательство стандартов, 1995.
54. **ГОСТ Р 50254-92.** Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета электродинамического и термического действия тока короткого замыкания. М.: Издательство стандартов, 1992.

55. Жуков В.В., Неклепаев Б.Н., Далла А. Определение активного сопротивления проводников при их нагреве током короткого замыкания // Электрические станции. 1991. № 8. С. 49—53.
56. Беляев А.В., Шабад М.А. Учет переходных сопротивлений при выборе защит и аппаратуры в сетях 0,4 кВ // Электрические станции. 1981. № 3. С. 50—59.
57. Ульянов С.А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. М.: Энергия, 1970.
58. Сивокобыленко В.Ф., Павлюков В.А. Параметры и схемы замещения асинхронных электродвигателей с вытеснением в ротор // Электрические станции. 1976. № 2. С. 51—54.
59. Неклепаев Б.Н., Крючков И.П. Электрическая часть электростанций и подстанций: Справочные материалы для курсового и дипломного проектирования: Учебное пособие для вузов. — 4-е изд. перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1989.
60. ГОСТ Р 50030.1-2000 (МЭК 60947-1-99). Аппаратура распределения и управления низковольтная. Часть 1. Общие требования и методы испытаний. М.: Издательство стандартов, 2000.

Производственно-практическое издание

Жуков Василий Владимирович

**КОРОТКИЕ ЗАМЫКАНИЯ В ЭЛЕКТРОУСТАНОВКАХ
НАПРЯЖЕНИЕМ ДО 1 КВ**

Редактор *Н.Л. Пароева*

Художественный редактор *А.Ю. Землеруб*

Технический редактор *Т.А. Дворецкова*

Корректор *В.В. Сомова*

Набор и верстка выполнены на компьютерах Издательства МЭИ.

Оператор *В.В. Пак*

ЛР № 020528 от 05.06.97 г.

Подписано в печать с оригинала-макета 03.06.04 г.

Формат 60×90 1/16.

Бумага офсетная.

Гарнитура Таймс.

Печать офсетная.

Усл. печ. л. 12,0.

Усл.-кр. отт. 12,0.

Уч.-изд. л. 11,3.

Тираж 500 экз.

Заказ 249.

С-015

Издательство МЭИ, 111250, Москва, Красноказарменная ул., 14